

Contribution à la commande en couple de robots redondants avec contrainte de RCM dans un contexte d'interaction physique humain-robot

Juan Sebastian Sandoval Arevalo

▶ To cite this version:

Juan Sebastian Sandoval Arevalo. Contribution à la commande en couple de robots redondants avec contrainte de RCM dans un contexte d'interaction physique humain-robot. Autre. Université d'Orléans, 2017. Français. NNT: 2017ORLE2064. tel-02001865

HAL Id: tel-02001865 https://theses.hal.science/tel-02001865

Submitted on 31 Jan 2019 $\,$

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers. L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



UNIVERSITÉ D'ORLÉANS



École Doctorale : MATHÉMATIQUES, INFORMATIQUE, PHYSIQUE THÉORIQUE et INGÉNIERIE DES SYSTÈMES

Laboratoire : PRISME

THÈSE présentée par :

Juan Sebastián SANDOVAL ARÉVALO

soutenue le : 06 décembre 2017

pour obtenir le grade de : **Docteur de l'Université d'Orléans** Discipline/ Spécialité : **Robotique**

Contribution à la commande en couple de robots redondants avec contrainte de RCM dans un contexte d'interaction physique humain-robot

THÈSE co-dirigée par :	
Gérard POISSON Pierre VIEYRES	Professeur des Universités, Université d'Orléans Professeur des Universités, Université d'Orléans
RAPPORTEURS :	
Bernard BAYLE	Professeur des Universités, Université de Strasbourg
Philippe FRAISSE	Professeur des Universités, Université de Montpellier

JUNT.	
Bernard BAYLE	
Elena DE MOMI	
Philippe FRAISSE	
Véronique PERDEREAU	
Gérard POISSON	
Pierre VIEYRES	

IIIDV .

Professeur des Universités, Université de Strasbourg Assistant Professor, Politecnico di Milano Professeur des Universités, Université de Montpellier Professeur des Universités, Université Pierre et Marie Curie Professeur des Universités, Université d'Orléans Professeur des Universités, Université d'Orléans

Table des matières

Table des matières	v
Liste des figures	xi
Liste des tableaux	xiii
Remerciements	xv
Introduction	1
Introduction Générale	1
L'interaction physique homme-robot	2
Les robots redondants	3
Exemple d'application : la chirurgie mini-invasive	4
Contributions	5
Organisation du manuscrit	5
1 La compliance en robotique	7
1.1 La compliance passive	10
1.2 La compliance active	14
1.2.1 Commande hybride position/force	14

		1.2.2	Commande en amortissement \ldots	17
		1.2.3	Commande par raideur active	17
		1.2.4	Commande en impédance générale	18
		1.2.5	Commande en impédance	20
		1.2.6	Commande en admittance	21
		1.2.7	Commande hybride impédance/admittance	22
		1.2.8	Commande compliante	23
	1.3	Applic	ation à l'interaction physique humain-robot	23
	1.4	Formu	lation de la commande en impédance	24
	1.5	Formu	lation de la commande en admittance	27
	1.6	Formu	lation de la commande compliante	28
	1.7	Conclu	sions	29
2	\mathbf{R} és	olution	de la redondance	31
	2.1	Modèle	e géométrique et cinématique d'un robot redondant	35
	2.2	Modèle	e dynamique d'un robot redondant	37
	2.3	Résolu	tion de la redondance	39
		2.3.1	Redondance cinématique	40
		2.3.2	Redondance dynamique	43
		2.3.3	Consistance des projections	46
		2.3.4	Cas multitâches	48
	2.4	Conclu	sions	49
3	La	contrai	nte du RCM	51
	3.1	La con	trainte du RCM	55
		3.1.1	La contrainte du RCM dans le contexte médical	55
	3.2	Comm	ande de la contrainte du RCM	59
		3.2.1	Formulation par commande en orientation	60
		3.2.2	Formulation avec <i>feedback</i> dans l'espace nul	61
		3.2.3	Résultats de simulation	65
	3.3	Conclu	sions	69

4	Con	nmande du RCM par définition de priorité	75
	4.1	Caractérisation cinématique précédente de la contrainte du RCM	78
	4.2	Nouvelle caractérisation cinématique de la contrainte du RCM	79
	4.3	Conception de la commande dynamique	80
		4.3.1 Méthode de priorité stricte	81
		4.3.2 Méthode d'augmentation de l'espace opérationnel	83
	4.4	Résultats de simulation	83
		4.4.1 Premier cas : espace de travail 2D	84
		4.4.2 Deuxième cas : espace de travail 3D	88
	4.5	Conclusions	89
5	Bra	s anthropomorphe : compliance dans l'espace nul	93
	5.1	La compliance dans l'espace nul	95
		5.1.1 Stratégie de compliance proposée	96
	5.2	Loi de commande générale	97
		5.2.1 Validation de la compliance dans l'espace nul	99
	5.3	Plateforme expérimentale – scénario de MIS	100
		5.3.1 Procédure de démarrage de la plateforme	103
		5.3.2 Système autonome	104
		5.3.3 Système télé-opéré	108
	5.4	Conclusions	110
Co	onclu	ision et perspectives	113
	Pers	spectives	114
A	nnex	es	III
Pι	ıblic	ations personnelles X	XI
	Con	férences internationales avec comité de lecture	XXI
	Con	férences nationales avec comité de lecture	XXI

Liste des figures

1	Passage d'une robotique « traditionnelle » qui remplace à l'humain, à une robo- tique « collaborative » qui cohabite et collabore avec l'humain	3
1.1	Principe de fonctionnement du dispositif RCC proposé par [Watson, 1978] et com- pensateur RCC commercialisé par la société <i>ATI-IA</i> (https://www.ati-ia.com)	10
1.2	Préhenseur compliant commercialisé par <i>Festo</i> . L'effet Fin-Ray [Kniese, 2004] est utilisé pour la fabrication des terminaisons du préhenseur	11
1.3	Robot sériel à 2-DDL avec des segments flexibles, commercialisé par <i>Quanser</i> (https://www.quanser.com)	12
1.4	 (a) Principe de fonctionnement d'un mécanisme d'actionnement flexible SEA, et (b) prototype développé par <i>l'Université de Texas</i> (EU)	12
1.5	Robot <i>Baxter</i> de <i>ReThinkRobotics</i> , utilisant des SEA dans chaque articulation pour rendre les contacts compliants	13
1.6	(a) Schéma de conception de l'articulation à raideur variable VC-joint dévelop- pée par le <i>DLR</i> [Wolf 08], (b) Mécanisme <i>Maccepa</i> [Van Ham et al., 2006] et (c) <i>Maccepa 2.0</i> [Vanderborght et al., 2009]	14
1.7	Systèmes d'actionnement de type antagoniste : (a) VSA-II [Schiavi et al., 2008], (b) articulation pneumatique du robot <i>Bionic cobot</i> de <i>Festo</i> , (c) VSA développé par le <i>centre E. Piaggio</i> [Bicchi et al., 2005]	15
1.8	Robot collaboratif <i>Yumi</i> d' <i>ABB</i> . La structure est recouverte d'un revêtement de plastique flottant, et enveloppée d'un matériau mou qui absorbe les chocs \ldots .	16
1.9	Schéma bloc de la commande hybride position/force proposée par [Craig and Raibert, 1979]	16

1.10	Schéma bloc de la commande en amortissement de [Whitney, 1977]	17
1.11	Schéma bloc de la commande par raideur active proposée par [Salisbury, 1980] $% \left[\left({{{\rm{S}}_{\rm{s}}} \right),\left({{{{$	18
1.12	Commande en impédance (a) dans l'espace articulaire, (b) dans l'espace cartésien. L'impédance, de type masse-ressort-amortisseur, est représentée ici comme un ressort virtuel afin de simplifier le schéma	19
1.13	Schéma de principe de fonctionnement d'une impédance et d'une admittance mé- caniques	20
1.14	Robots humanoïdes intégrant la commande en impédance avec une boucle interne d'asservissement en couple, développés par : (a) le DLR et (b) le laboratoire ATR et $Sarcos$	21
1.15	Robot Orion développé par la société Leoni CIA Cable Systems [Baumeyer, 2017]	22
1.16	Schéma bloc de la commande hybride impédance/admittance $\left[{\rm Ott} \ {\rm et} \ {\rm al.} , \ 2014 \right] ~.$	23
1.17	Schéma bloc de la commande en impédance cartésienne	26
1.18	Schéma bloc de la commande en impédance articulaire	27
1.19	Schéma bloc de la commande en admittance cartésienne	28
1.20	Schéma bloc de la commande en admittance articulaire	28
2.1	Robots humanoïdes. En haut, de gauche à droite : <i>TORO</i> [Henze et al., 2014], <i>Atlas</i> de <i>Boston Dynamics</i> (https://www.bostondynamics.com), <i>HRP-4</i> [Kaneko et al., 2011] et <i>Asimo</i> de <i>Honda</i> (https://www.asimo.honda.com). En bas, de gauche à droite : <i>Walk-Man</i> [Tsagarakis et al., 2017], <i>Romeo</i> de <i>SoftBank Robotics</i> (https://www.ald.softbankrobotics.com), <i>Kengoro</i> [Kozuki et al., 2016] et <i>iCub</i> [Metta et al., 2008]	34
2.12.2	Robots humanoïdes. En haut, de gauche à droite : <i>TORO</i> [Henze et al., 2014], <i>Atlas</i> de <i>Boston Dynamics</i> (https://www.bostondynamics.com), <i>HRP-4</i> [Kaneko et al., 2011] et <i>Asimo</i> de <i>Honda</i> (https://www.asimo.honda.com). En bas, de gauche à droite : <i>Walk-Man</i> [Tsagarakis et al., 2017], <i>Romeo</i> de <i>SoftBank Robotics</i> (https://www.ald.softbankrobotics.com), <i>Kengoro</i> [Kozuki et al., 2016] et <i>iCub</i> [Metta et al., 2008]	34 35
2.12.22.3	Robots humanoïdes. En haut, de gauche à droite : <i>TORO</i> [Henze et al., 2014], <i>Atlas</i> de <i>Boston Dynamics</i> (https://www.bostondynamics.com), <i>HRP-4</i> [Kaneko et al., 2011] et <i>Asimo</i> de <i>Honda</i> (https://www.asimo.honda.com). En bas, de gauche à droite : <i>Walk-Man</i> [Tsagarakis et al., 2017], <i>Romeo</i> de <i>SoftBank Robotics</i> (https://www.ald.softbankrobotics.com), <i>Kengoro</i> [Kozuki et al., 2016] et <i>iCub</i> [Metta et al., 2008]	34 35 37
2.12.22.32.4	Robots humanoïdes. En haut, de gauche à droite : <i>TORO</i> [Henze et al., 2014], <i>Atlas</i> de <i>Boston Dynamics</i> (https://www.bostondynamics.com), <i>HRP-4</i> [Kaneko et al., 2011] et <i>Asimo</i> de <i>Honda</i> (https://www.asimo.honda.com). En bas, de gauche à droite : <i>Walk-Man</i> [Tsagarakis et al., 2017], <i>Romeo</i> de <i>SoftBank Robotics</i> (https://www.ald.softbankrobotics.com), <i>Kengoro</i> [Kozuki et al., 2016] et <i>iCub</i> [Metta et al., 2008]	34 35 37 37
 2.1 2.2 2.3 2.4 2.5 	Robots humanoïdes. En haut, de gauche à droite : TORO [Henze et al., 2014], Atlas de Boston Dynamics (https://www.bostondynamics.com), HRP-4 [Kaneko et al., 2011] et Asimo de Honda (https://www.asimo.honda.com). En bas, de gauche à droite : Walk-Man [Tsagarakis et al., 2017], Romeo de SoftBank Robotics (https://www.ald.softbankrobotics.com), Kengoro [Kozuki et al., 2016] et iCub [Metta et al., 2008]	34 35 37 37 41
 2.1 2.2 2.3 2.4 2.5 2.6 	Robots humanoïdes. En haut, de gauche à droite : TORO [Henze et al., 2014], Atlas de Boston Dynamics (https://www.bostondynamics.com), HRP-4 [Kaneko et al., 2011] et Asimo de Honda (https://www.asimo.honda.com). En bas, de gauche à droite : Walk-Man [Tsagarakis et al., 2017], Romeo de SoftBank Robotics (https://www.ald.softbankrobotics.com), Kengoro [Kozuki et al., 2016] et iCub [Metta et al., 2008]	 34 35 37 37 41 44

3.2	Exemples de contraintes cinématiques imposées à un robot redondant : (a) par- cours contraint, (b) limites articulaires, (c) évitement d'obstacles, (d) murs vir- tuels, (e) unique point de passage, (f) multiples points de passage	54
3.3	Robot Mako utilisé pour la chirurgie orthopédique	56
3.4	Robot de télé-échographie Protech [Charron 11]	57
3.5	Représentation de l'insertion de l'outil chirurgical dans le corps du patient lors d'une chirurgie mini-invasive (source : [Kuo et al., 2012])	58
3.6	RCM mécanique appliqué par le robot da Vinci	59
3.7	Représentation de l'insertion d'un outil chirurgical dans le corps du patient. La position x_p de l'extrémité de l'outil est directement commandée, alors que l'orientation x_r est calculée par la position du trocart P_t et la position $x_p \ldots \ldots \ldots$	61
3.8	Contrainte du RCM pendant l'insertion de l'outil dans le corps du patient : distance minimale D entre la position du trocart et l'outil	66
3.9	Schéma bloc de l'approche de commande améliorée. Le couple de commande τ est composé par le couple de commande de l'espace nul τ_{\aleph} et le couple de l'espace opérationnel τ_T , ainsi que par les couples de compensation des forces gravitationnelles, de Coriolis, centrifuges et des couples externes	66
3.10	Premier cas d'étude en utilisant le modèle dynamique du robot <i>Kuka LBR iiwa R800</i> . Une trajectoire linéique désirée est donnée à l'extrémité de l'outil pendant que la contrainte du RCM est garantie	67
3.11	Minimisation de la fonction objectif $m(q)$ pour le premier cas d'étude $\ldots \ldots$	69
3.12	Premier cas d'étude. Erreurs de position selon les axes X, Y et Z dans l'espace opérationnel pour l'approche conventionnelle $\ldots \ldots \ldots$	69
3.13	Premier cas d'étude. Couples articulaires pour la formulation conventionnelle	70
3.14	Premier cas d'étude. Couples articulaires pour la formulation améliorée	70
3.15	Second cas d'étude : un objet externe compliant interfère avec la trajectoire désirée de l'extrémité de l'outil	71
3.16	Minimisation de la fonction objectif $m(q)$ pour le second cas d'étude	71
3.17	Second cas d'étude. Erreurs de position selon les axes X, Y et Z dans l'espace opérationnel pour l'approche conventionnelle $\ldots \ldots \ldots$	72
3.18	Second cas d'étude. Variations des couples articulaires pour la formulation conven- tionnelle	72
3.19	Second cas d'étude. Couples articulaires pour la formulation améliorée	73
4.1	Insertion de l'outil dans le corps du patient en MIS (où $l_i \in \Re$ est la longueur du corps i)	79

4.2	Description géométrique de la contrainte du RCM, où la minimisation de D doit être assurée $\ldots \ldots \ldots$	80
4.3	Schéma bloc de la commande proposée en appliquant une méthode de priorité stricte	83
4.4	Schéma bloc de la commande proposée en appliquant une méthode d'augmenta- tion de l'espace opérationnel	84
4.5	Ordre hiérarchique des tâches pour la méthode des priorités strictes	85
4.6	Ordre hiérarchique des tâches pour la méthode d'augmentation de l'espace opé- rationnel	85
4.7	Cas d'étude en utilisant un modèle dynamique d'un robot planaire à 4-DDL, où chaque corps est modélisé comme une barre homogène de 1 kg. Les longueurs des corps 1, 2 et 3 sont de 1 m, la longueur du dernier corps est de 3 m. Pour la trajectoire, nous avons choisi $r_{désiré} = 0.5$ m	86
4.8	Cas dans un espace de travail 2D. Minimisation de la distance D pour les deux méthodes de commande en couple	87
4.9	Cas dans un espace de travail 2D. Trajectoires de l'extrémité de l'outil en X et Y pour les deux méthodes de commande en couple $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	87
4.10	Cas dans un espace de travail 2D. Valeurs de positions articulaires. Lignes conti- nues : méthode de priorité stricte (MPS). Lignes pointillées : méthode d'augmen- tation de l'espace opérationnel (MAE)	88
4.11	Second cas : le modèle dynamique du <i>Kuka LBR</i> est utilisée pour simuler une situation de commande où il est nécessaire de garantir en simultané la contrainte du RCM, réaliser la trajectoire de l'extrémité de l'outil et la compliance articulaire dans le cas d'une collision avec le corps du robot	89
4.12	Minimisation de la distance D pour le cas d'espace de travail en 3D, en utilisant les deux méthodes de commande en couple $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	90
4.13	Cas d'espace de travail en 3D. Trajectoires de l'extrémité de l'outil en X, Y et Z pour les deux méthodes de commande en couple $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	90
4.14	Cas d'espace de travail en 3D. Valeurs de positions articulaires. Lignes continues : méthode de priorité stricte (MPS). Lignes pointillées : méthode d'augmentation de l'espace opérationnel (MAE)	91
5.1	Représentation de la redondance pour un bras anthropomorphe à 7-DDL. Pour une tâche principale utilisant les 6-DDL opérationnels, l'espace nul est représenté par l'angle de bras ψ . La force virtuelle F_{ψ} est appliquée afin de restreindre le mouvement de l'espace nul dans l'intervalle admissible de ψ	98
5.2	Comportement de l'angle de bras ψ pour une position cartésienne fixe de l'outil $x = [x_{p_d} \ x_{r_d}]^T$	100

5.3	Force virtuelle F_{ψ_z} projetée dans l'espace nul de la tâche globale pour restreindre le mouvement de l'angle de bras ψ à l'intérieur de l'intervalle $[\psi_{minf}, \psi_{maxf}]$	101
5.4	Erreur de position cartésienne x_{p_e} calculée comme la différence entre les positions désirée x_{p_d} et actuelle x_p de l'extrémité de l'outil $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	101
5.5	Représentation d'un système de télé-opération pour la chirurgie mini-invasive assistée par robot	102
5.6	Schéma bloc représentant l'architecture de commande proposée pour intégrer la tâche globale et la stratégie de compliance dans l'espace nul	103
5.7	Plateforme expérimentale composée, principalement du robot Kuka LWR 4+ et du dispositif maître Sigma.7	104
5.8	Procédure d'utilisation et les deux étapes séquentielles : « l'étape pré-opérative » et « l'étape opérative »	105
5.9	Représentation d'un scénario chirurgical dans lequel un opérateur modifie « l'angle de bras » du robot pendant que celui-ci exécute une tâche avec l'extrémité de son outil. Les trois tâches (Tâche 1, 2 et 3), affichées en bas de la figure, ont été exécutées	106
5.10	Mode autonome. Comportement de l'angle de bras ψ	106
5.11	Mode autonome. Force virtuelle F_{ψ_z} projetée dans l'espace nul de la tâche glo- bale pour contraindre le mouvement dans l'espace nul une fois que les limites de l'intervalle $[\psi_{minf}, \psi_{maxf}]$ sont dépassées	107
5.12	Mode autonome. Erreur de position cartésienne x_{p_e} calculée comme la différence entre la position désirée x_{p_d} et l'actuelle x_p de l'extrémité de l'outil	107
5.13	Mode autonome. Erreur de position E_{P_t} dans la contrainte du RCM calculée comme la distance minimale entre la position du trocart P_t et l'axe de l'outil \vec{u}_c .	108
5.14	Mode télé-opéré. Comportement de l'angle de bras ψ	109
5.15	Mode télé-opéré. Force virtuelle F_{ψ_z} projetée dans l'espace nul de la tâche glo- bale pour contraindre le mouvement dans l'espace nul une fois que les limites de l'intervalle $[\psi_{minf}, \psi_{maxf}]$ sont dépassées	110
5.16	Mode télé-opéré. Erreur de position E_{P_t} dans la contrainte du RCM calculée comme la distance minimale entre la position du trocart P_t et l'axe de l'outil \vec{u}_c .	110
5.17	Mode télé-opéré. Erreur de position cartésienne x_{p_e} calculée comme la différence entre la position désirée x_{p_d} et l'actuelle x_p de l'extrémité de l'outil	111
6.1	Schéma bloc développé sur Simulink	VI
6.2	Représentation de la contrainte du RCM en chirurgie mini-invasive	VIII
6.3	Aperçu du matériel inclus dans la plateforme robotique utilisée	IX
6.4	Diagramme de flux de données pour la structure de commande intégrée autour du robot Kuka LWR 4+, basée sur les « middlewares » OROCOS et ROS	Х

Liste des tableaux

1.1	Comparaison des principales architectures de commande en compliance active par rapport à la connaissance de l'environnement et aux forces externes
1.2	Récapitulatif des différentes variables utilisées pour la formulation des archi- tectures de commande : en impédance, en admittance et compliante. ^a (CIC : commande en impédance cartésienne, CIA : commande en impédance articulaire, CAC : commande en admittance cartésienne, CAA : commande en admittance articulaire, CCC : commande compliante cartésienne)
1.3	Récapitulatif des équations permettant d'appliquer les architectures de commande 30
5.1	Erreur quadratique moyenne (RMSE) relative à la précision de la position carté- sienne
5.2	Mode autonome. Erreur quadratique moyenne (RMSE) relative à la précision de la position cartésienne et la précision de la contrainte du RCM
5.3	Mode télé-opéré. Erreur quadratique moyenne (RMSE) relative à la précision de la position cartésienne et la précision de la contrainte du RCM

Remerciements

Ce manuscrit, réunissant mes travaux de thèse, représente pour moi la culmination d'une étape transcendantale de ma vie, et je souhaite remercier à tous ceux qui en ont fait partie. Je souhaite tout d'abord remercier M. Azeddine Kourta, Directeur du Laboratoire PRISME de l'Université d'Orléans, pour m'avoir accueilli au sein de son laboratoire.

J'adresse mes remerciements sincères à Pierre Vieyres et Gérard Poisson, mes Directeurs de thèse, pour la confiance qu'ils m'ont accordée durant ces trois années. J'ai toujours apprécié nos échanges très constructifs, enveloppés d'une très bonne ambiance, et qui m'ont permis d'orienter mes recherches. Je leur suis également très reconnaissant pour leur contribution à la relecture et à l'organisation de ce manuscrit ainsi que des publications réalisées pendant ces années de thèse.

Je tiens à remercier également les professeurs Philipe Fraisse et Bernard Bayle pour avoir accepté d'être les rapporteurs de mes travaux de thèse. Leurs remarques, très pertinentes, m'ont permis de prendre du recul sur mes travaux et vont sans doute enrichir la suite de mes recherches. Je remercie également le Professeur Véronique Perdereau et Dr. Elena De Momi pour l'intérêt qu'ils portent à ce travail en acceptant d'être membres de mon jury de thèse.

Mes remerciements s'adressent également à tous mes amis et collègues du Laboratoire PRISME avec qui j'ai eu l'occasion de partager pendant ces années, grâce à vous je garderai toujours de très beaux souvenirs du temps passé au sein du labo. Merci particulièrement à Laure Spina pour son accueil toujours très chaleureux ainsi que pour son aide au niveau administratif, c'est seulement pour elle que je tiens à garder mon « petit accent »... Un remerciement particulier à Laurence Nouaille pour sa contribution dans la révision d'une partie de ce manuscrit.

J'adresse toute ma gratitude à Cyril Novales pour son soutien incalculable et désintéressé, tant au niveau personnel que professionnel. Lina et moi lui serons toujours très reconnaissants pour toutes ses initiatives et son support qui ont permis notre venue en France, ainsi qu'à sa famille pour leur accueil affectueux facilitant l'adaptation à notre « nouvelle vie ». Je tiens à remercier le Professeur Giancarlo Ferrigno et son équipe du Laboratoire NearLab du Politecnico di Milano pour m'avoir accueilli si chaleureusement pendant les mois passés à Milan. Merci particulièrement à Elena De Momi pour avoir accueilli avec bienveillance mon initiative de réaliser un stage de recherche au sein de son équipe, cette expérience a été essentielle pour l'enrichissement de mes travaux de thèse. Grazie mille!

Merci à tous les amis qui m'ont accompagné dans ce chemin, les moments passés avec vous m'ont rempli d'énergie et de joie, me donnant un souffle d'encouragement pour mener à terme ce travail.

J'adresse toute ma reconnaissance à mes parents Soledad et Moisés qui ont toujours été des piliers fondamentaux de ma vie, la réalisation de ce projet n'aurait pas été possible sans leur soutien inconditionnel. Une pensée toute particulière à mon frère Christian, ma sœur Laura et à ma marraine Luci, savoir que je peux compter sur vous est une des motivations les plus importantes dans ma vie. Mes adorables neveux Juan Ignacio et Mariana, vos sourires me comblent de joie et de réconfort, je serai toujours là pour vous. A tous les autres membres de ma famille, merci d'être toujours à mon côté pour me soutenir et m'encourager malgré la distance.

Enfin, merci de tout mon cœur à Lina pour son soutien, sa patience et surtout pour son amour inconditionnel. Merci infiniment pour tous ces sacrifices que tu as dû faire pour moi tout au long de ce chemin, maintenant c'est à mon tour de t'accompagner dans le tien. Te amo mi compañera de camino, mi compañera de vida...

Introduction

Introduction Générale

De multiples avancées en robotique de manipulation ont été réalisées lors de ces dernières années, conduisant à concevoir des robots plus complexes. Ils possèdent des structures cinématiques redondantes ou hyper-redondantes, dotés de nombreux capteurs ainsi que de systèmes d'actionnement avancés leur permettant d'accomplir des missions encore impensées il y a 30 ans, comme c'est le cas en particulier de la collaboration et de l'interaction physique du robot avec l'être humain. Ces missions peuvent être combinées et intégrées dans un système de commande multitâches permettant d'exploiter au mieux la redondance cinématique du robot. Par exemple, afin de cohabiter dans un espace de travail partagé avec l'humain, ce système de commande peut exécuter une première tâche correspondant à la mission dite principale du robot, alors qu'une tâche dite secondaire, contrôlant l'interaction physique avec l'humain, peut être accomplie sans dégrader la tâche principale, grâce à l'exploitation de la redondance du robot. La mission principale peut être le suivi d'une trajectoire, ou une commande en force, entre autres. Dans certains contextes industriels ou médicaux, des contraintes cinématiques relèvent de la tâche principale à accomplir. Ainsi, la commande du robot doit prendre en considération les limitations de l'espace de travail de ce dernier, l'évitement d'obstacles ou des obligations de passage en certaines positions, comme par exemple dans le cas de la contrainte du centre de rotation déporté (Remote Center of Motion : RCM). On retrouve cette dernière contrainte dans le contexte particulier de la chirurgie mini-invasive, où un outil est inséré dans le corps du patient par un trocart placé au point d'incision.

Cette thèse s'intéresse à ces systèmes redondants, utilisés notamment pour réaliser simultanément des tâches d'interaction physique avec un environnement inconnu (incluant l'humain) et des tâches imposant des contraintes cinématiques, et plus spécifiquement celle du RCM.

L'interaction physique homme-robot

En 1920, le terme « robot » a été utilisé pour la première fois dans la pièce de théâtre de science-fiction R.U.R.¹, écrite par l'écrivain tchèque *Karel Čapek*. Il s'agissait, dans cette pièce, d'introduire une nouvelle classe sociale formée par des travailleurs artificiels, c'est-à-dire par des machines ayant une apparence humaine mais dépourvues d'âme. Soixante ans plus tard, cette vision de *Čapek* est devenue une réalité dans plusieurs domaines d'application. Dans le secteur industriel, notamment, des bras robotiques ont été développés et utilisés pour remplacer l'humain dans des tâches difficiles, pénibles ou risquées pour l'opérateur. Ainsi, ces bras robotiques étaient isolés en cellules de production afin d'éviter tout contact physique avec l'humain, préservant de fait sa sécurité. Cependant, des avancements récents dans tous les domaines de la robotique, notamment au niveau de l'actionnement, sensoriel et de la commande, ont permis de développer des robots capables de « vivre » dans un environnement partagé avec l'humain et d'interagir avec ce dernier en toute sécurité.

Ainsi, des efforts importants ont été effectués pour passer d'une robotique traditionnelle, basée sur l'idée de remplacer l'humain, à une robotique collaborative, basée sur l'interaction (cognitive/sociale ou physique) avec cet humain (figure 1). Plus spécifiquement, lors d'une interaction physique humain-robot dans un espace de travail partagé où des tâches collaboratives peuvent être effectuées en coordination entre l'humain et le robot, le but primordial est de garantir la sécurité de l'humain, sans négliger celle du robot. Tout d'abord, afin de protéger l'humain lors du contact avec le robot, des solutions mécaniques et logicielles ont été développées. Au niveau mécanique, afin de diminuer l'inertie apparente du robot, des systèmes de transmission très efficients et avec des hauts taux de réduction, ex. Harmonic Drive, ont été combinés à des structures fabriquées à partir de matériaux légers, mais très résistantes cependant. D'autres solutions ont proposé de déporter les moteurs, traditionnellement situés au niveau de chaque articulation, vers la base du robot. Ces améliorations ont permis de créer des robots présentant une augmentation remarquable du ratio charge admissible/masse propre. De même, contrairement aux robots traditionnels possédant des articulations très rigides pouvant provoquer de graves blessures à un humain en cas de collision, des robots avec des propriétés compliantes intrinsèques ont été développés, en utilisant des actionneurs flexibles comme les actionneurs à raideur variable (Variable Stiffness Actuators : VSA), des segments flexibles ou des effecteurs avec compliance passive comme le centre de compliance déporté (Remote Center of Compliance : RCC). De même, pour certains robots, les corps rigides ont été recouverts de matériaux souples afin d'amortir les chocs éventuels, c'est le cas du robot collaboratif Yumi de la société ABB^2 . Au niveau logiciel, différentes stratégies de commande ont été conçues pour détecter des collisions à partir des capteurs de vitesse et/ou de force installés sur le robot. L'intégration de ces capteurs a aussi permis de développer des compliances actives, c'est-à-dire gérées par le contrôleur en fonction des données reçues des capteurs.

Une partie de cette thèse est dédiée à l'étude des différentes architectures de commande en compliance existantes ainsi qu'à la proposition d'améliorations de ces commandes dans le cadre des bras redondants à cinématique anthropomorphe.

^{1.} Rossumovi Univerzální Roboti : Rezon's Universal Robots

^{2.} https://www.abb.com



Figure 1: Passage d'une robotique « traditionnelle » qui remplace à l'humain, à une robotique « collaborative » qui cohabite et collabore avec l'humain

Les robots redondants

L'étude de la redondance en robotique a été largement inspirée par la structure du corps humain, exemple élémentaire d'un système redondant. Ainsi, des robots anthropomorphes, présentant une ressemblance significative avec le corps humain, sont de plus en plus développés et leurs performances se rapprochent de celles de l'humain en termes de dextérité, de synergie des mouvements, de réaction à des contacts, entre autres. On retrouve par exemple des robots humanoïdes, des mains ou des bras robotiques, tous étant conçus avec l'objectif primordial d'imiter les gestes de l'humain et d'en atteindre leurs performances. Concernant les bras anthropomorphes, plusieurs ont été commercialisés ces dernières années, ex. *ABB Yumi, Franka Emika*³, *Kuka LBR*⁴ ou *Sawyer* de *ReThinkRobotics*⁵. Habituellement, ces bras possèdent une chaîne cinématique à 7 mobilités articulaires ⁶ et sont redondants ; par exemple, lorsque l'espace opérationnel impose l'usage des coordonnées de position (3-DDL) ou de pose (6-DDL) de l'organe terminal. L'espace « nul », concept algébrique qui définit une région de l'espace articulaire du robot qui présente une redondance de solutions, peut ainsi être exploité pour accomplir des

^{3.} https://www.franka.com

^{4.} https://www.kuka.com

^{5.} https://www.rethinkrobotics.com

^{6.} Expression souvent remplacée par : « chaîne cinématique à 7-DDL », où DDL signifie degré de liberté

tâches secondaires, c'est-à-dire avec des niveaux de priorité inférieurs à celui de la tâche définie dans l'espace opérationnel. Les espaces opérationnel et nul peuvent être exploités afin d'exécuter les différentes tâches selon leur niveau d'importance dans l'application. De plus, les bras anthropomorphes commercialisés sont généralement conçus pour réaliser des opérations d'interaction avec l'humain, ce qui demande des considérations précises au niveau de la commande afin de préserver la sécurité pour l'opérateur.

Ce manuscrit présente une étude des différentes approches de l'exploitation de la redondance, tant au niveau cinématique que dynamique. Les approches de résolution de la redondance dynamique seront spécialement exploitées au cours du manuscrit, afin de permettre l'intégration des commandes en couple pour gérer l'interaction physique humain-robot.

La contrainte de centre de rotation déporté (RCM)

En robotique, plusieurs applications incluent des contraintes cinématiques qui doivent être prises en considération lors de la conception du robot ou dans sa commande. Une contrainte cinématique limite le mouvement du robot en lui enlevant au moins l'un de ses degrés de liberté. Par exemple, des murs virtuels sont très utilisés en robotique pour aider le robot à éviter des obstacles ou pour guider ses trajectoires.

Un centre de rotation déporté (RCM) est une contrainte cinématique courante en robotique, spécialement considérée par l'approche en conception mécanique, consistant à l'utilisation d'un point déporté fixe dans l'espace, sans aucune articulation physique cependant, autour duquel le mécanisme ou une partie du mécanisme peut tourner. Même si des applications industrielles très spécifiques peuvent requérir un RCM, c'est dans le domaine médical qu'il est principalement évoqué. Par exemple, dans le cadre de la télé-échographie robotisée, un robot doit maintenir la position d'une sonde échographique sur le corps du patient et l'orienter autour du point de contact selon les ordres du médecin qui télé-opère; ce point d'application constitue donc un RCM. De même, la contrainte de RCM est aussi impérative en chirurgie mini-invasive assistée par robot. Dans ce type de procédure, un robot insère un outil chirurgical dans le corps du patient à travers un trocart fixé au corps. Ensuite, l'outil peut être orienté autour du trocart ou déplacé, mais passant toujours par le trocart. La contrainte du RCM est souvent prise en compte par une approche technologique lors de la conception du mécanisme, comme c'est le cas pour le robot chirurgical Da Vinci de SurgicalRobotics⁷, commercialisé depuis les années 2000. En cas d'utilisation d'un robot sériel avec plusieurs degrés de liberté, la contrainte du RCM peut aussi être gérée par la commande. Bien que la contrainte gérée par la conception technologique soit considérée plus sûre puisqu'il existe un blocage mécanique du point de pivot, l'approche de la commande accorde une versatilité globale au système permettant d'utiliser le robot pour différentes applications. De plus, le point de pivot est variable par rapport à la structure du robot.

Dans cette thèse, nous étudions et proposons différentes approches pour appréhender la contrainte du RCM par la commande, soit en tant que tâche principale ou soit en l'exécutant dans l'espace nul du robot.

^{7.} https://www.surgicalrobotics.com

Contributions

Le déroulement de cette thèse nous a d'abord permis d'apporter des contributions dans la gestion de la contrainte du RCM pour des robots sériels redondants, avec une commande en couple. Ainsi, deux approches de gestion de la contrainte du RCM sont proposées. Dans la première approche, l'espace opérationnel du robot est défini, contenant uniquement les coordonnées de la position cartésienne de l'outil, alors que l'espace nul est exploité pour garantir la contrainte du RCM, à travers une formulation qui inclut une définition explicite de la dynamique de l'espace nul. Nous avons démontré que cette formulation améliore les performances de gestion de la contrainte du RCM, en comparaison à des approches qui utilisent des formulations classiques de l'espace nul. La seconde approche permet de définir la contrainte du RCM comme tâche principale, en lui assignant la priorité supérieure, d'une manière similaire au cas des mécanismes conçus avec RCM. Pour ce faire, une nouvelle définition de la cinématique du RCM est proposée.

Cette thèse a aussi permis d'étudier les différentes commandes en compliance appliquées pour gérer l'interaction physique humain-robot. Sur ce point, notre recherche a été spécialement focalisée sur la commande des bras anthropomorphes et la gestion de leur redondance. Nous proposons une nouvelle approche de commande en compliance dans l'espace nul, appliquée à des bras anthropomorphes. Cette proposition définit une loi de compliance en utilisant des coordonnées qui représentent complètement l'espace nul, ce qui facilite l'implémentation de la compliance.

Tout au long de la thèse, les besoins de la chirurgie mini-invasive assistée par robot ont été utilisés comme source d'inspiration; ils sont évoqués au long de ce manuscrit pour illustrer l'utilité de nos contributions. Des résultats en simulation et expérimentaux sont présentés pour démontrer la validité des approches proposées. Dans ce cadre, une application avec une plateforme basée sur le robot anthropomorphe Kuka LWR 4+ a été développée, en collaboration avec le laboratoire NearLab⁸ du Politecnico di Milano en Italie.

Organisation du manuscrit

Le manuscrit est organisé de la façon suivante :

Dans le premier chapitre, nous présentons un état de l'art sur la compliance en robotique. Nous dressons une revue des différentes commandes en compliance et identifions celles qui sont les plus appropriées pour une stratégie d'interaction physique humain-robot. Ces commandes sont ensuite étudiées plus en détail.

Le deuxième chapitre présente les bases théoriques de la redondance en robotique et sa résolution dans différents niveaux de commande, tant au niveau cinématique que dynamique. Les méthodes de gestion multitâches sont aussi abordées.

Les troisième et quatrième chapitres concernent la contrainte du RCM. Dans le troisième chapitre, nous en présentons les fondements théoriques et les applications, notamment dans le

^{8.} http://nearlab.polimi.it/medical/

domaine médical. Nous proposons une approche de gestion de cette contrainte par la commande lorsque l'on utilise un robot redondant. Puis dans le quatrième, nous proposons une seconde nouvelle méthode de gestion de cette contrainte. Dans le cinquième chapitre, nous proposons une nouvelle commande en compliance appliquée dans l'espace nul pour des bras anthropomorphes, dans le cadre de l'interaction physique humain-robot. La partie applicative a été réalisée sur une plateforme de télé-opération incluant le robot Kuka LWR 4+.

Des conclusions et perspectives au présent travail sont présentées dans le dernier chapitre.

chapitre 1

La compliance en robotique

Synthèse :

Dans la perspective de mettre en œuvre une interaction physique humain-robot, il est nécessaire, avant tout, d'assurer la sécurité de l'humain concerné. En permettant de réduire les forces de contact entre l'humain et le robot, la compliance, intégrée dans la structure du robot ou dans sa commande, est ainsi un outil important pour garantir cette sécurité.

Sommaire

1.1 La compliance passive	10
1.2 La compliance active	14
1.2.1 Commande hybride position/force	14
1.2.2 Commande en amortissement	17
1.2.3 Commande par raideur active	17
1.2.4 Commande en impédance générale	18
1.2.5 Commande en impédance	20
1.2.6 Commande en admittance	21
1.2.7 Commande hybride impédance/admittance	22
1.2.8 Commande compliante	23
1.3 Application à l'interaction physique humain-robot	23
1.4 Formulation de la commande en impédance	24
1.5 Formulation de la commande en admittance	27
1.6 Formulation de la commande compliante	28
1.7 Conclusions	29

Introduction

La compliance en robotique est une propriété principalement liée à la gestion du contact avec l'environnement. Contrairement aux robots non-compliants, utilisés pour suivre une trajectoire ou pour maintenir une position souhaitée indépendamment des forces externes provoquées par le contact avec l'environnement, les robots compliants prennent en compte ces forces et adaptent leurs mouvements en fonction du contact.

La compliance peut être définie comme la capacité d'un robot à réagir à des forces d'interaction. La notion de compliance fait référence à une variété de méthodes donnant au robot un comportement flexible, modifiant sa configuration par les forces de contact [Mason 81]. Ainsi, ces forces générées par l'interaction entre le robot et l'environnement produisent des déplacements du robot, qui varient en fonction du degré de souplesse donné par la compliance.

Dans certaines situations, la compliance est utilisée pour compenser une imprécision de localisation pendant l'exécution robotique de la tâche. Par exemple, dans des applications d'assemblage (accouplement de pièces), l'effet d'avoir un organe terminal compliant permet au robot de réaliser la tâche d'insertion plus facilement, en tolérant un écart de position qui est compensé par la compliance. De même, dans des tâches qui concernent la manipulation d'objets, il est préférable d'utiliser un mécanisme compliant pour réaliser la préhension plutôt qu'un mécanisme rigide, puisque la compliance permet d'adapter la configuration du mécanisme à la forme de l'objet et limite les forces d'interaction qui pourraient endommager l'objet en question.

La compliance est aussi fortement utilisée en robotique collaborative pour sécuriser l'interaction avec l'humain. Ainsi, le robot et l'humain partagent un espace de travail commun et les forces générées lors du contact physique peuvent être atténuées par l'effet compliant, minimisant de fait le risque pour l'humain. La compliance est aussi exploitée pour la réalisation de tâches de co-manipulation, permettant à l'opérateur de déplacer le robot « à la main » afin d'accomplir une tâche en collaboration. Par ailleurs, selon la tâche à accomplir, il peut être nécessaire de faire varier le niveau de compliance. Il existe donc des solutions compliantes qui permettent d'adapter le degré de souplesse du robot pour avoir un comportement plus ou moins rigide.

Globalement on peut définir deux types de compliance selon leur origine : *passive*, qui regroupe toutes les solutions de compliance données par la conception mécanique du robot ou par l'adaptation de dispositifs compliants dans sa structure, et *active*, concernant les solutions de type logiciel, c'est-à-dire gérées par la commande du robot et directement intégrées par l'asservissement des actionneurs. Dans ce chapitre nous introduisons pour commencer chacun des types de compliance existants, puis nous nous concentrons sur les compliances actives, intégrées au niveau de la commande du robot. Nous étudions ainsi les principales architectures de commande en compliance existantes afin de mieux comprendre leurs avantages et inconvénients. Finalement, nous approfondissons la problématique sur les architectures de commande adaptées à l'interaction physique humain-robot.

1.1 La compliance passive

Ce type de compliance est associé à l'intégration de systèmes mécaniques dans les articulations, l'effecteur ou le corps du robot, capables de se déformer naturellement lors d'un contact avec l'environnement.

Nous pouvons aussi diviser la compliance passive en deux groupes selon qu'elle soit : *fixe* ou *adaptable*. Le premier groupe correspond à tous les dispositifs mécaniques possédant un comportement flexible non-ajustable, alors que la compliance passive adaptable concerne les dispositifs permettant d'ajuster les paramètres de flexibilité.

Les mécanismes compliants attachés à l'organe terminal du robot sont considérés comme des solutions peu couteuses permettant de corriger les erreurs de positionnement et/ou d'orientation lors de l'exécution de la tâche. Par exemple, le centre de compliance déporté (Remote Center of Compliance : RCC) breveté par *Watson* en 1978 [Watson, 1978], et postérieurement étudié en détail dans [Whitney, 1987], est probablement le plus connu des dispositifs de compliance passive fixe et sur lequel plusieurs autres auteurs se sont basés pour concevoir des nouvelles solutions ([Callion et al., 1980] [Fakri, 1985] [Jutard et al., 1989] [Asada and Kakumoto, 1990] [Asada and Kakumoto, 1990] [Nguyen-Trong, 1995] [Rouget, 1983] [Prelle, 1997]). Il a été originalement conçu pour des applications d'assemblage, ex. « peg-in-hole », comme une solution rapide et simple pour corriger automatiquement les désalignements latéral et angulaire, réduisant les forces de contact ainsi que prévenant le grippage des pièces (figure 1.1). Dans son utilisation habituelle, le dispositif est composé de trois pièces élastiques, compliantes latéralement mais rigides axialement, qui permettent de corriger l'erreur d'alignement de façon rapide et en évitant des blocages.

L'installation des dispositifs compliants à l'organe terminal du robot est relativement facile;



Figure 1.1: Principe de fonctionnement du dispositif RCC proposé par [Watson, 1978] et compensateur RCC commercialisé par la société *ATI-IA* (https://www.ati-ia.com)

il suffit d'accoupler le dispositif à l'organe terminal, ne requérant pas de modifier la structure du robot. En revanche, l'intégration de ce type de systèmes peut augmenter considérablement la masse supportée par le robot et, dans certains cas, cela peut engendrer des erreurs de localisation.

Des systèmes passifs sont aussi fréquemment rencontrés pour réaliser des tâches de préhension. Des terminaisons compliantes sont intégrées dans les pinces de préhenseurs pour mieux saisir les objets indépendamment de leur forme. Le préhenseur utilise donc sa compliance pour s'adapter à la forme de l'objet et pour le saisir plus délicatement, comme par exemple celui montré à la figure 1.2, fabriqué par $Festo^{1}$.

Une autre approche permettant d'accorder une compliance au robot, consiste à utiliser des



Figure 1.2: Préhenseur compliant commercialisé par *Festo*. L'effet Fin-Ray [Kniese, 2004] est utilisé pour la fabrication des terminaisons du préhenseur

articulations ou des segments flexibles (figure 1.3). Ces méthodes permettent de considérer un découplage dynamique entre l'inertie des actionneurs et les segments lors d'un impact, rendant le robot naturellement compliant. Cependant, il est nécessaire d'accompagner cette compliance intrinsèque avec des approches de commande qui compensent les problèmes provoqués par les déformations de la structure, à savoir, des erreurs de localisation statique et dynamique ainsi que des instabilités dues aux vibrations générées par la modification du comportement mécanique [De Luca, 2014] [De Santis et al., 2008].

Des avancées en recherche sur le développement, la modélisation et la commande des robots à segments flexibles peuvent être trouvées dans [De Luca, 2000] [De Luca, 2014]. Néanmoins, ce sont les approches par articulations flexibles qui sont les plus utilisées. Le projet ANR $SISCob^2$, pour lequel notre laboratoire est partenaire, rentre notamment dans cette thématique. L'objet de ce projet est de développer un composant modulaire apportant une solution, par une flexibilité intrinsèque, à la problématique de collaboration humain-robot [Navarro et al., 2016].

Des robots avec des systèmes d'actionnement flexibles dans les articulations ont été conçus afin de protéger les articulations et stabiliser le comportement du robot lors d'un choc avec un environnement rigide. Ce type de solution, permettant d'avoir une compliance

^{1.} https://www.festo.com

^{2.} http://anr-siscob.prd.fr



Figure 1.3: Robot sériel à 2-DDL avec des segments flexibles, commercialisé par *Quanser* (https://www.quanser.com)

intrinsèque dans les articulations du robot, a été largement étudié depuis les années 80 et différents systèmes ont été proposés [Pratt and Williamson, 1995] [Morita and Sugano, 1995] [Van Ham et al., 2006] [Wolf and Hirzinger, 2008] [Chou and Hannaford, 1996] [Migliore et al., 2005] [Bicchi and Tonietti, 2004] [Schiavi et al., 2008] [Hurst et al., 2004] [Albu-Schaffer et al., 2008]. Par exemple, le principe des actionneurs flexibles en séries (Series Elastic Actuators : SEA), proposés par [Pratt and Williamson, 1995], consiste à ajouter un ressort en série entre le train d'engrenages et le segment de sortie (figure 1.4). C'est le plus simple des actionneurs flexibles, possédant une raideur quasi-constante et donc une loi de déformation proportionnelle à l'action motrice transmise par l'articulation. Le robot *Baxter* de *ReThinkRobotics*, par exemple, utilise un SEA dans chaque articulation pour minimiser les forces de contact (figure 1.5).

Contrairement aux SEA qui proposent une raideur fixe, il existe aussi des actionneurs à



Figure 1.4: (a) Principe de fonctionnement d'un mécanisme d'actionnement flexible SEA, et (b) prototype développé par *l'Université de Texas* (EU)

raideur variable, capables d'ajuster la raideur désirée de l'articulation selon le besoin. Les systèmes plus basiques utilisent des solutions mécaniques pour faire varier la raideur, telles que l'utilisation des ressorts à lames [Morita and Sugano, 1995] [Laurin-Kovitz et al., 1991]

[Nevins and Whitney, 1972]. D'autres solutions plus complexes proposent d'utiliser deux moteurs indépendants dans chaque articulation, le premier pour générer le mouvement articulaire et le second pour ajuster la compliance. C'est le cas du VS-joint [Wolf and Hirzinger, 2008], des systèmes Maccepa [Van Ham et al., 2006] et Maccepa 2.0 [Vanderborght et al., 2009] (figure 1.6). [Boehler et al., 2017] ont proposé une commande pour un mécanisme à câbles, afin de le transformer en un dispositif à raideur variable. Dans le contexte médical, par exemple, un mécanisme d'actionnement à raideur variable a été développé dans [Esteveny et al., 2016] pour une application de radiologie interventionnelle robotisée.

D'autres approches inspirées par la biomécanique des muscles humains proposent une structure



Figure 1.5: Robot *Baxter* de *ReThinkRobotics*, utilisant des SEA dans chaque articulation pour rendre les contacts compliants

agoniste/antagoniste, utilisant deux actionneurs opposés pour déplacer chaque articulation. Le mécanisme de fonctionnement des deux actionneurs antagonistes étant flexible, comme le montre la figure 1.7.

D'autres approches plus simples de compliance passive sont développées pour des applications industrielles. Par exemple, les segments de certains robots collaboratifs possèdent un recouvrement d'un matériau viscoélastique afin d'absorber l'énergie de chocs lors d'une collision, minimisant les effets pour le robot et pour l'environnement (dont pour l'humain en particulier), comme c'est le cas du robot *Yumi* d'*ABB* (figure 1.8).



Figure 1.6: (a) Schéma de conception de l'articulation à raideur variable VC-joint développée par le *DLR* [Wolf 08], (b) Mécanisme *Maccepa* [Van Ham et al., 2006] et (c) *Maccepa 2.0* [Vanderborght et al., 2009]

1.2 La compliance active

La compliance active est gérée par la commande du robot. Une stratégie de compliance active nécessite la mesure directe ou indirecte des forces externes lors d'un contact avec l'environnement, en utilisant des capteurs de positionnement et/ou de force. Ensuite, la commande est gérée par l'asservissement des actionneurs.

Ci-dessous, nous présentons une revue des principaux modèles de commandes compliantes présentes dans la littérature.

1.2.1 Commande hybride position/force

La commande hybride position/force a été proposée par [Craig and Raibert, 1979] pour commander simultanément en position et en force, sur des directions orthogonales du repère de l'effecteur. Par exemple, lorsqu'un robot rencontre un mur dans son espace de travail, l'obstacle



Figure 1.7: Systèmes d'actionnement de type antagoniste : (a) *VSA-II* [Schiavi et al., 2008], (b) articulation pneumatique du robot *Bionic cobot* de *Festo*, (c) *VSA* développé par le *centre E. Piaggio* [Bicchi et al., 2005]

que constitue ce mur limite l'espace de travail effectif du robot, en l'empêchant d'avancer dans la direction normale à la surface du mur. Par contre, le mur n'empêche pas les mouvements du robot dans les autres directions. Il est possible donc, d'appliquer une loi de commande en force dans la direction de contact avec le mur permettant de gérer les forces d'interaction, par exemple avec l'objectif d'appliquer une force constante. Simultanément, il est possible d'appliquer une commande en position dans les autres directions afin de déplacer le robot le long du mur. Des applications industrielles exploitent cette commande, comme par exemple le soudage par friction malaxage (en anglais : Friction Stir Welding). Récemment, une commande hybride position/force a été utilisée en micro-robotique pour l'assemblage automatique des MOEMS ³

^{3.} MOEMS (Micro-Opto-Electro-Mechanical Systems), pour microsystèmes opto-électro-mécaniques



Figure 1.8: Robot collaboratif *Yumi* d'*ABB*. La structure est recouverte d'un revêtement de plastique flottant, et enveloppée d'un matériau mou qui absorbe les chocs

3D hybrides [Komati, 2014]. D'autres commandes hybrides avec certaines améliorations ont été proposées dans [Chiaverini et al., 1994] [De Luca et al., 1989] [Perdereau and Drouin, 1993] [Vukobratovic and Tuneski, 1994].

La figure 1.9 montre l'architecture d'une commande hybride position/force pour un robot quelconque commandé dans l'espace opérationnel et caractérisé par sa pose $x \in \Re^m$. La matrice diagonale $S \in \Re^{m \times n}$ est composée de 1 ou de 0, avec 1 correspondant aux directions qui sont commandées en position et 0 à celles qui sont commandées en force. Cependant, la commande hybride nécessite la connaissance parfaite de l'environnement pour éviter des perturbations en position dans des directions commandées en force et vice-versa. Ceci limite son utilisation dans plusieurs applications pour lesquelles l'environnement n'est pas pleinement identifié, notamment dans des tâches d'interaction physique humain-robot.



Figure 1.9: Schéma bloc de la commande hybride position/force proposée par [Craig and Raibert, 1979]

1.2.2 Commande en amortissement

Cette commande, proposée par [Whitney, 1977], intègre une boucle fermée à partir d'une consigne en vitesse, afin de gérer les interactions avec l'environnement (figure 1.10). La force d'interaction mesurée à l'organe terminal est utilisée pour avoir un retour en vitesse à travers l'introduction d'un coefficient d'amortissement K_f . Afin de garantir la stabilité de la commande, *Whitney* propose la condition de stabilité suivante : $0 < TK_fK_e < 1$, avec T la période d'échantillonnage et K_e la raideur de l'environnement. Ainsi, dans le cas d'un environnement rigide (K_e grand), le produit TK_f doit être petit voire très petit. L'auteur propose aussi de combiner la commande en amortissement avec une compliance passive au niveau de l'organe terminal pour des environnements rigides. Cependant, dans une application réelle dans laquelle le comportement de l'environnement est inconnu, on peut en déduire qu'il peut s'avérer très difficile de garantir la condition de stabilité formulée.



Figure 1.10: Schéma bloc de la commande en amortissement de [Whitney, 1977]

1.2.3 Commande par raideur active

La commande par raideur active a été proposée par [Salisbury, 1980]. Elle consiste à contrôler, via logiciel, la raideur apparente de l'effecteur d'un robot manipulateur, cela par le réglage d'une matrice de raideur cartésienne K_x . L'utilisateur définit une position nominale (d'équilibre) de l'organe terminal qui permet l'activation de la compliance lorsque l'organe s'écarte de cette position nominale. L'approche propose aussi la superposition d'un couple additionnel, appelé couple/force de biais τ_b , afin de permettre une commande simultanée en position et force dans différentes directions (figure 1.11). Par exemple, lorsque l'on souhaite appliquer une commande en force dans une direction cartésienne, la valeur de la matrice de raideur cartésienne correspondant à cette direction est fixée à zéro; la commande en force est intégrée à travers la force de biais. G_F est une matrice de compensation de couple. Cette commande en force peut, par exemple, être développée pour une tâche de suivi de trajectoire dans l'espace libre. Cependant, si la matrice de raideur n'est pas correctement réglée, des perturbations peuvent avoir lieu entre la force de biais et celle correspondant à la raideur apparente. De plus, afin de régler correctement la matrice de raideur dans les directions d'action de la force de biais, il est nécessaire d'avoir une connaissance précise de l'environnement.



Figure 1.11: Schéma bloc de la commande par raideur active proposée par [Salisbury, 1980]

1.2.4 Commande en impédance générale

La commande en impédance peut être vue comme une généralisation de la commande par raideur active. Alors que la loi de compliance dans la commande par raideur active est liée à un comportement statique désiré, la commande en impédance impose une relation dynamique entre la position de l'organe terminal (commande cartésienne) ou de l'articulation (commande articulaire), et l'effort appliqué par l'environnement. De plus, la commande en impédance est adaptée pour permettre au robot de se déplacer dans l'espace libre ou de rester en contact avec l'environnement. Les fondements théoriques de la commande en impédance ont d'abord été présentés par [Hogan, 1985c] [Hogan, 1985b] [Hogan, 1985a]. L'objectif était de réguler l'impédance mécanique du robot en considérant son comportement par analogie avec un modèle du type masse-ressort-amortisseur. La figure 1.12 montre le comportement d'un robot manipulateur planaire à 3-DDL commandé en impédance. Dans le cas articulaire, une configuration articulaire désirée $q_d = [q_{d1}, q_{d2}, q_{d3}]$ représente la position nominale de la loi d'impédance, c'est-à-dire que cette position est atteinte si aucune force externe n'est appliquée au robot. Lorsque ces forces externes ne sont pas nulles, la loi d'impédance agit sur le comportement du robot, permettant à celui-ci de s'éloigner de la configuration nominale. On retrouve un comportement similaire dans le cas cartésien, où une position articulaire désirée $X_d = [x_d, z_d]$ (nous sommes dans le plan) est définie pour l'organe terminal du robot. Lorsque des forces externes agissent sur le robot, la loi d'impédance active un comportement compliant au niveau de l'organe terminal.

Des travaux ont été proposés pour combiner la commande hybride position/-



Figure 1.12: Commande en impédance (a) dans l'espace articulaire, (b) dans l'espace cartésien. L'impédance, de type masse-ressort-amortisseur, est représentée ici comme un ressort virtuel afin de simplifier le schéma

force [Craig and Raibert, 1979] avec la commande en impédance. Par exemple, [Anderson and Spong, 1988] ont proposé la commande hybride en impédance (HIC), basée sur une architecture de commande hybride position/force mais en utilisant la commande en impédance dans les directions commandées en position. Une architecture similaire a été proposée dans [Liu and Goldenberg, 1991]. Dans cette approche, les directions commandées en position intègrent une commande en impédance, alors que les directions commandées en force utilisent une commande basée sur une inertie et un amortissement désirés afin d'améliorer le comportement dynamique lors du contact avec l'environnement.

Le concept de commande en impédance, présenté par [Hogan, 1985c] [Hogan, 1985b] [Hogan, 1985a], est utilisé pour caractériser deux types de commandes selon la causalité du comportement du contrôleur considéré : la commande en impédance et la commande en admittance. Bien que l'objectif des deux commandes soit celui d'intégrer au robot un comportement compliant de type masse-ressort-amortisseur lors du contact avec les forces externes, leurs formulations sont différentes, raison pour laquelle il convient toutefois de bien distinguer les deux. Le premier définissant une impédance comme un système physique qui reçoit en entrée un mouvement et qui génère en sortie un effort, et le second représentant l'admittance comme un système physique qui reçoit en entrée un effort et qui génère un mouvement (figure 1.13),
les deux commandes sont présentées ci-dessous.



Figure 1.13: Schéma de principe de fonctionnement d'une impédance et d'une admittance mécaniques

1.2.5 Commande en impédance

La figure 1.17 montre la structure de la commande en impédance dans l'espace opérationnel pour le cas d'un robot manipulateur à *n*-DDL. La commande en impédance est ainsi définie dans l'espace opérationnel du robot $x \in \Re^m$ avec $m \leq n$. Typiquement, l'espace opérationnel est défini dans les coordonnées cartésiennes de l'organe terminal.

Dans la commande en impédance, le contrôleur fonctionne comme une impédance et le manipulateur comme une admittance. Ainsi, la sortie du contrôleur est un couple de commande $\tau_d \in \Re^n$ nécessaire pour activer l'impédance souhaitée; les paramètres d'impédance, à savoir une inertie, un amortissement et une raideur (trois grandeurs apparentes), sont alors ajustés en fonction du niveau de compliance désiré pour le robot. Le couple τ_d est généré en fonction d'une trajectoire nominale désirée $x_d(t) \in \Re^m$ et de la trajectoire réelle du robot $x(t) \in \Re^m$. Le suivi de cette trajectoire nominale $x_d(t)$ n'est effectif qu'à la condition qu'aucune force externe ne soit appliquée au robot. De plus, si l'inertie apparente choisie dans le contrôleur est différente de l'inertie réelle du robot, il s'avère nécessaire de mesurer/estimer les forces externes $F_{EXT} \in \Re^m$ appliquées au robot. Afin de diminuer les imprécisions de positionnement, liées aux frottements dans les articulations et aux incertitudes dynamiques, particulièrement quand le robot évolue dans l'espace libre, deux solutions peuvent être envisagées. D'abord, utiliser des robots à faibles frottements dans les articulations, comme c'est le cas pour les bras haptiques. Une autre solution est d'adapter une boucle interne pour réguler le couple de commande τ_c par rapport au couple réel τ , comme c'est le cas du robot humanoïde à deux bras et à 43-DDL développé par le laboratoire DLR [Ott et al., 2006] et du robot humanoïde CB à 50-DDL fabriqué par Sarcos [Cheng et al., 2007]; ces deux robots sont présentés à la figure 1.14. D'autre part, la commande en impédance présente des limitations lorsque l'on veut avoir un comportement très rigide, car les gains des boucles sont alors très importants, ce qui peut, entre autres, amplifier le bruit des mesures et provoquer des instabilités dans la commande. Le schéma bloc pour la commande en impédance dans l'espace articulaire est présenté à la figure 1.18.



Figure 1.14: Robots humanoïdes intégrant la commande en impédance avec une boucle interne d'asservissement en couple, développés par : (a) le DLR et (b) le *laboratoire* ATR et *Sarcos*

1.2.6 Commande en admittance

Pour la commande en admittance, contrairement à la commande en impédance, le contrôleur fonctionne comme une admittance et le manipulateur comme une impédance. Cela signifie que le contrôleur génère une consigne en position/vitesse. La commande en admittance possède deux boucles fermées. D'abord, la boucle externe, concernant le contrôleur, récupère la force mesurée/estimée F_{EXT} pour calculer la consigne en position/vitesse $x_r(t)$. Puis, une boucle interne d'asservissement qui détermine les couples de commande τ_d en fonction de la consigne calculée par le contrôleur, comme le montre la figure 1.19. Pour les robots industriels de grande inertie, la boucle interne intègre un asservissement classique en position/vitesse, communément traitée avec des régulateurs PD sur chaque articulation. En cas de connaissance des paramètres dynamiques du robot, une commande en couple peut aussi être utilisée pour intégrer la commande en admittance, comme il est proposé dans [Lu and Meng, 1991].

La boucle interne d'asservissement assure un comportement optimal quand le robot se déplace dans l'espace libre. Cependant, des instabilités peuvent être générées lorsque la force d'interaction est trop importante. L'installation d'un mécanisme de compliance passive peut résoudre ce problème, mais cela peut dégrader les performances du contrôleur. De même, dû à la nature d'admittance du contrôleur, des gains trop importants sont générés lorsque l'une raideur désirée trop souple est appliquée, ce qui peut provoquer des instabilités dans le comportement du système. Le schéma bloc pour la commande en admittance dans l'espace articulaire est présenté à la figure 1.20. Contrairement à la commande en impédance, la commande en admittance nécessite impérativement l'estimation des forces externes pour activer la loi de compliance dans le contrôleur. En revanche, un avantage important de cette commande est la faisabilité d'intégration dans des robots industriels à grande inertie, comme le démontrent les travaux de [Carignan and Smith, 1994] [Ferretti et al., 2000] [Surdilovic and Kirchhof, 1996]. C'est aussi le cas du robot *Orion* développé par la société *Leoni CIA Cable Systems*⁴ pour pré-positionner un patient dans le cadre d'une application de protonthéraphie (figure 1.15). Ce robot, d'une masse d'environ 900 kg, est équipé d'un capteur de force/couple à six axes positionné sous la table du patient, utilisé pour co-manipuler le robot avec une commande en admittance [Baumeyer, 2017].



Figure 1.15: Robot Orion développé par la société Leoni CIA Cable Systems [Baumeyer, 2017]

1.2.7 Commande hybride impédance/admittance

Cette commande a été récemment proposée par [Ott et al., 2014], consistant à combiner les commandes en admittance et en impédance dans une même architecture de commande. Comme il a été démontré dans [Ott et al., 2014], les performances de la commande en impédance se dégradent lorsque l'environnement est très souple ou lorsque le robot se déplace dans l'espace libre, alors que pour la commande en admittance une dégradation des performances a lieu lorsque l'environnement est très rigide. Vu les performances complémentaires des deux commandes par rapport à la raideur de l'environnement, l'objectif de la commande hybride impédance/admittance est d'avoir une commande unifiée qui compense les désavantages des deux commandes en question. Ces deux commandes sont exécutées simultanément en parallèle, générant chacune un

^{4.} https://www.leoni-france.com/fr

vecteur de couples en sortie. Ensuite, une méthode de commutation est utilisée pour alterner continûment les deux signaux de sortie. De plus, la durée d'activation de chaque commande dépend de la raideur de l'environnement. Cependant, il s'avère nécessaire de connaître la raideur de l'environnement pour adapter le temps de commutation. Des résultats expérimentaux ont été présentés dans [Ott et al., 2014] pour le cas d'une articulation (1-DDL). La figure 1.16 montre le schéma bloc de cette commande.



Figure 1.16: Schéma bloc de la commande hybride impédance/admittance [Ott et al., 2014]

1.2.8 Commande compliante

Cette commande, proposée dans [Ott, 2008] [Ott et al., 2008], est vue comme un cas particulier de la commande en impédance. L'objectif, dans cette approche particulière, est de réguler la raideur et l'amortissement de contact désirés, alors que l'inertie naturelle du robot est préservée. Dans cette commande, le couple qui intègre la compliance désirée est exprimé à travers le gradient d'un champ de potentiel attractif vers la trajectoire nominale $x_d(t)$. Dans [Dietrich, 2015], cette technique est utilisée pour appliquer une commande active en compliance dans un robot humanoïde, ainsi que pour éviter des collisions entre les extrémités du robot.

Les avantages les plus remarquables de cette méthode de commande sont sa simplicité d'intégration et sa robustesse, dès lors qu'il n'est pas nécessaire de mesurer/estimer les forces externes.

1.3 Application à l'interaction physique humain-robot

Dans la section précédente, nous avons étudié les principales architectures de commande en compliance active. Un récapitulatif des propriétés de ces architectures est présenté dans le Tableau 1.1. Seules les commandes en impédance, en admittance et la commande compliante ne nécessitent pas, généralement, une connaissance de l'environnement. Cette capacité est essentielle pour des applications du type interaction physique humain-robot (IPHR), pour lesquelles le comportement de l'humain peut être considéré comme imprévisible.

De plus, la commande compliante possède un avantage important par rapport aux autres méthodes : elle ne nécessite pas la mesure/estimation des forces externes. Cette caractéristique simplifie l'intégration de la compliance active dans le robot. Elle est exploitée dans les travaux que nous présentons dans les chapitres suivants pour développer une stratégie de compliance dans l'espace nul du robot. Ce même avantage peut être mis à profit pour l'utilisation de la commande en impédance, mais dans ce cas d'utilisation il est nécessaire de connaître les valeurs inertielles des segments du robot.

Architecture de commande en compliance active	Connaissance de l'environnement requise	Adaptée pour l'IPHR	Estimation des forces externes requise
Commande hybride position/force	Oui	Non	Oui
Commande en amortissement	Oui	Non	Oui
Commande par raideur active	Oui	Non	Oui
Commande en impédance	Non	Oui	Oui/Non
Commande en admittance	Non	Oui	Oui
Commande hybride impédance/admittance	Oui	Non	Oui
Commande compliante	Non	Oui	Non

Ci-dessous nous présentons la formulation des trois commandes adaptables à une application

Table 1.1: Comparaison des principales architectures de commande en compliance active par rapport à la connaissance de l'environnement et aux forces externes

de type interaction physique humain-robot. De plus, nous apportons un tableau récapitulatif (Tableau 1.2) des différentes variables utilisées dans ces trois architectures de commande.

1.4 Formulation de la commande en impédance

La formulation la grangienne du modèle dynamique articulaire d'un robot manipulate ur à $n\mbox{-}DDL$ est la suivante :

$$M(q)\ddot{q} + C(q,\dot{q})\dot{q} + g(q) = \tau_C + \tau_{EXT}$$

$$(1.1)$$

Avec $q \in \Re^n$ le vecteur des positions articulaires, $M(q) \in \Re^{n \times n}$ est la matrice d'inertie, $C(q,\dot{q}) \in \Re^n$ est la matrice représentant les effets de Coriolis et centrifuges, et $g(q) \in \Re^n$ est le vecteur des couples gravitationnels. Le couple $\tau_C \in \Re^n$ est le vecteur des couples de commande et $\tau_{EXT} \in \Re^n$ contient les couples externes agissant sur le corps du robot.

Variable	Définition	${f Utilisation}^{ m a}$	
q,\dot{q},\ddot{q}	Positions, vitesses et accélérations articulaires réelles		
x,\dot{x},\ddot{x}	Positions, vitesses et accélérations cartésiennes réelles		
M(q)	Matrice d'inertie du robot	Cénérala	
$C(q,\dot{q})$	Matrice des effets de Coriolis et centrifuges	Générale	
g(q)	Couples gravitationnels		
$ au_{EXT}/F_{EXT}$	Couples/forces externes		
$ au_C$	Couples de commande		
$\overline{\qquad J(q)}$	Matrice jacobienne		
$\overline{J^+(q)}$	Matrice pseudo-inverse		
^	Valeurs estimées/mesurées		
M_{1} D_{2} K_{3}	Paramètres d'impédance désirés		
$M_{d_x}, D_{d_x}, M_{d_x}$	(inertie, amortissement et raideur)	010, 010	
	Positions, vitesses et accélérations		
x_d, x_d, x_d	cartésiennes désirées	OIO, OAO, OOO	
$\overline{x_e, \dot{x}_e, \ddot{x}_e}$	$\frac{x - x_d, \dot{x} - \dot{x}_d, \ddot{x} - \ddot{x}_d}{\text{CIC, CAC, CCC}}$		
$\overline{\ddot{x}_c}$	Accélération de commande	CIC, CAC	
$x_r(t)$	Trajectoire de référence	CAC	
k_{v_x}, k_{p_x}	Gains de boucle interne	CAC	
$M_{d_q}, D_{d_q}, K_{d_q}$	Paramètres d'impédance désirés (inertie, amortissement et raideur)	CIA, CAA	
q_d,\dot{q}_d,\ddot{q}_d	Positions, vitesses et accélérations articulaires désirées	CIA, CAA	
q_e,\dot{q}_e,\ddot{q}_e	$ \qquad \qquad$		
\ddot{q}_c	Accélération de commande	CIA, CAA	
$q_r(t)$	Trajectoire de référence	CAA	
$\overline{k_{v_q},k_{p_q}}$	Gains de boucle interne	CAA	

Table 1.2: Récapitulatif des différentes variables utilisées pour la formulation des architectures de commande : en impédance, en admittance et compliante. ^a (CIC : commande en impédance cartésienne, CIA : commande en impédance articulaire, CAC : commande en admittance cartésienne, CAA : commande en admittance articulaire, CCC : commande compliante cartésienne)

Comme expliqué précédemment, l'objectif de la commande en impédance est de réguler l'impédance mécanique du robot par un modèle de type masse-ressort-amortisseur. Ainsi, la fonction objectif de la commande en impédance cartésienne, définissant un espace cartésien de dimension m, s'exprime par :

$$M_{d_x}\ddot{x}_e + D_{d_x}\dot{x}_e + K_{d_x}x_e = F_{EXT} \quad \text{avec} \quad x_e = x - x_d \tag{1.2}$$

Avec les paramètres d'impédance $M_{d_x} \in \Re^{m \times m}$, $D_{d_x} \in \Re^{m \times m}$ et $K_{d_x} \in \Re^{m \times m}$ respectivement, les matrices d'inertie désirée, d'amortissement désiré et de raideur désirée. Les positions cartésiennes réelles $x \in \Re^m$ et désirées $x_d \in \Re^m$, ainsi que les forces cartésiennes externes $F_{EXT} \in \Re^m$ appliquées par l'environnement. On définit la matrice jacobienne $J(q) \in \Re^{m \times n}$ qui permet d'établir une relation mathématique entre les vitesses de l'espace articulaire et celles de l'espace cartésien : $\dot{x} = J(q)\dot{q}$. Si l'on dérive cette relation, et en utilisant la matrice pseudoinverse $J^+(q) \in \Re^{n \times m}$, on obtient l'équation des accélérations articulaires : $\ddot{q} = J^+(\ddot{x} - \dot{J}\dot{q})$. Le couple de commande est alors calculé en fonction des paramètres dynamiques estimés $(\hat{M}, \hat{C}, \hat{g})$ ainsi que des couples externes mesurés $\hat{\tau}_{EXT}$ (figure 1.17) :

$$\tau_C = \hat{M}(q) \left[J^+ \left(\ddot{x}_c - \dot{J}\dot{q} \right) \right] + \hat{C}(q,\dot{q})\dot{q} + \hat{g}(q) - \hat{\tau}_{EXT}$$
(1.3)

L'accélération de commande \ddot{x}_c est calculée à partir de la fonction objectif :

$$\ddot{x}_{c} = \ddot{x}_{d} + M_{dx}^{-1} \left(\hat{F}_{EXT} - (D_{dx} \dot{x}_{e} + K_{dx} x_{e}) \right)$$
(1.4)

Pour le cas de la commande en impédance dans l'espace articulaire, la fonction objectif devient :



Figure 1.17: Schéma bloc de la commande en impédance cartésienne

$$M_{d_a}\ddot{q}_e + D_{d_a}\dot{q}_e + K_{d_a}q_e = \tau_{EXT} \tag{1.5}$$

Avec $q_e = (q - q_d)$, $q_d \in \Re^n$ étant le vecteur des positions articulaires désirées, c'est-à-dire la configuration nominale du robot du point de vue de la compliance. Les paramètres d'impédance $M_{d_q} \in \Re^{n \times n}$, $D_{d_q} \in \Re^{n \times n}$ et $K_{d_q} \in \Re^{n \times n}$ sont, respectivement, les matrices d'inertie désirée, d'amortissement désirée et de raideur désirée. Le couple de commande τ_C peut alors être exprimé :

$$\tau_C = \hat{M}(q)\ddot{q}_c + \hat{C}(q,\dot{q})\dot{q} + \hat{g}(q) - \hat{\tau}_{EXT}$$
(1.6)

Et l'accélération de commande \ddot{q}_c comme suit :

$$\ddot{q}_{c} = \ddot{q}_{d} + M_{d_{q}}^{-1} \left(\hat{\tau}_{EXT} - \left(D_{d_{q}} \dot{q}_{e} + K_{d_{q}} q_{e} \right) \right)$$
(1.7)

Ces équations nous permettent de valider qu'il est possible d'intégrer la commande en impédance sans avoir besoin des capteurs de couple externes, lorsque la matrice d'inertie désirée est fixée exactement à la même valeur que la matrice d'inertie du robot, c'est-à-dire, lorsque $M_{d_q} = M(q)$. Dans ce cas, l'équation de couple de commande devient donc (figure 1.18) :

$$\tau_C = \hat{M}(q)\ddot{q}_d - (D_{d_q}\dot{q}_e + K_{d_q}q_e) + \hat{C}(q,\dot{q})\dot{q} + \hat{g}(q)$$
(1.8)

Cependant, cela nécessite une connaissance parfaite de la dynamique du robot. Des erreurs dans l'estimation de cette inertie peuvent effectivement provoquer des dégradations importantes de la performance du contrôleur.



Figure 1.18: Schéma bloc de la commande en impédance articulaire

1.5 Formulation de la commande en admittance

Comme expliqué précédemment, la boucle externe permet de calculer une trajectoire de référence $x_r(t) \in \Re^m$ qui intègre le mouvement compliant en fonction des forces externes F_{EXT} :

$$M_{d_x}(\ddot{x}_r - \ddot{x}_d) + D_{d_x}(\dot{x}_r - \dot{x}_d) + K_{d_x}(x_r - x_d) = F_{EXT}$$
(1.9)

Ensuite, la boucle interne est chargée d'asservir les articulations du robot, en prenant comme consigne la trajectoire de référence calculée x_r . Dans le cas de la connaissance de la dynamique du robot, une boucle interne, par exemple celle proposée par [Chiaverini et al., 1999], est définie ainsi :

$$\ddot{x}_c = \ddot{x}_r + k_{v_x}(\dot{x}_r - \dot{x}) + k_{p_x}(x_r - x) \tag{1.10}$$

Où les gains de boucle $k_{v_x} \in \Re^{m \times m}$ et $k_{p_x} \in \Re^{m \times m}$ sont des matrices diagonales définies positives. Finalement la consigne en accélération $\ddot{x} \in \Re^m$ est introduite dans l'équation (1.3) de couple de commande (figure 1.19).

Dans le cas de la commande en admittance dans l'espace articulaire (figure 1.20), une trajectoire de référence articulaire $q_r(t) \in \Re^n$ est calculée par la boucle externe :

$$M_{d_q}(\ddot{q}_r - \ddot{q}_d) + D_{d_q}(\dot{q}_r - \dot{q}_d) + K_{d_q}(q_r - q_d) = \tau_{EXT}$$
(1.11)



Figure 1.19: Schéma bloc de la commande en admittance cartésienne

L'équation de la boucle interne pour le cas articulaire est la suivante :

$$\ddot{q}_c = \ddot{q}_r + k_{v_q}(\dot{q}_r - \dot{q}) + k_{p_q}(q_r - q)$$
(1.12)

Où les gains de boucle $k_{v_q} \in \Re^{n \times n}$ et $k_{p_q} \in \Re^{n \times n}$ sont des matrices diagonales définies positives.



Figure 1.20: Schéma bloc de la commande en admittance articulaire

1.6 Formulation de la commande compliante

Dans le cas de la commande compliante, la loi de compliance est basée sur la définition d'une fonction potentielle. Un terme d'amortissement est aussi ajouté pour stabiliser le mouvement. L'équation du couple de commande, dans le cas d'une compliance cartésienne, est la suivante :

$$\tau_d = J^T F_T = J^T \left(\left(\frac{\partial P(x_e)}{\partial x} \right)^T - D_x \dot{x} \right)$$
(1.13)

où $D_x \in \Re^{m \times m}$ est une matrice diagonale définie positive correspondant au paramètre d'amortissement. En plus, la fonction potentielle $P(x_e)$ est définie en fonction de la différence entre les trajectoires réelle et désirée $x_e = x - x_d$, comme suit :

$$P(x_e) = \frac{1}{2} x_e^{\ T} K_x x_e \tag{1.14}$$

La définition de la fonction potentielle est très intuitive car elle correspond à l'énergie potentielle d'un ressort. En plus, elle est simple à paramétrer, puisque son paramètre de gain $K_x \in \Re^{m \times m}$ correspond à la raideur désirée dans la loi de compliance.

De plus, cette méthode est adaptable à tous types de coordonnées, soit de l'espace articulaire, soit de l'espace cartésien ou bien d'un autre système de coordonnées défini.

1.7 Conclusions

Nous avons rassemblé dans ce chapitre les concepts globaux concernant la compliance en robotique. Une revue de la littérature a été présentée pour chaque type de compliance, à savoir, la compliance passive et la compliance active. S'agissant de la compliance active, intégrée dans la commande du robot, les principales architectures de commande ont été étudiées. Ces commandes peuvent être divisées en deux grands groupes complémentaires. Le premier groupe est composé des architectures qui nécessitent une connaissance parfaite de l'environnement pour ajuster leur loi de commande. Le second groupe se compose des commandes qui n'imposent pas une connaissance parfaite de l'environnement. Trois architectures de commande ont été identifiées dans le second groupe, à savoir, la commande en impédance, la commande en admittance et la commande compliante. En général, ces architectures peuvent donc être adaptées au contexte de l'interaction physique humain-robot, dans lequel le comportement de l'humain est considéré inconnu vis-à-vis du robot. Plus particulièrement, nous avons remarqué l'avantage de la commande compliante de ne pas avoir besoin de l'estimation des forces externes pour son intégration. La commande en impédance peut aussi être intégrée sans l'estimation des forces externes, à condition de connaître les valeurs inertielles du robot. Dans la partie finale du chapitre, la formulation des trois commandes a été développée. Le tableau 1.3 montre un récapitulatif des équations à utiliser pour intégrer chacune de ces architectures de commande.

Les architectures de commande étudiées ici seront exploitées dans les chapitres suivants, dans lesquels nous allons désigner des méthodes de commande en couple appliquées à des robots redondants. Dans les chapitres 3 et 4, nous proposons des approches de commande en couple intégrant une contrainte de point de passage (RCM), et nous utilisons ces architectures de commande pour intégrer un comportement compliant dans l'organe terminal du robot.

Par ailleurs, dans le chapitre 5, nous adaptons la commande compliante pour intégrer une loi de compliance dans l'espace nul du robot, dans le contexte d'une cohabitation entre l'humain et le robot.

Architecture de commande	Commande articulaire	Commande cartésienne
Commande en impédance	1.6, 1.7	1.3, 1.4
Commande en admittance	1.11, 1.12	1.9, 1.10
Commande compliante	-	1.13

 Table 1.3: Récapitulatif des équations permettant d'appliquer les architectures de commande

chapitre 2

Résolution de la redondance

Synthèse :

La dextérité supplémentaire qu'apporte la redondance d'un robot par rapport à l'exécution d'une tâche primaire peut être exploitée pour réaliser des tâches considérées comme secondaires. Cette démarche permet d'exécuter des tâches d'ordre cinématique, comme l'obligation de passage par un point, ou d'ordre dynamique, comme une stratégie de compliance dans l'espace redondant du robot. Par conséquent, il est essentiel de connaître les principales méthodes de résolution de la redondance afin de tirer le meilleur profit de celle-ci ; ceci afin de choisir celle qui est la plus adaptée pour la tâche à effectuer et quel que soit le type de commande : position, vitesse, couple...

Sommaire

2.1	Modèle géométrique et cinématique d'un robot redondant			
2.2	Modèle dynamique d'un robot redondant			
2.3	Résc	olution d	le la redondance	
	2.3.1	Redondance cinématique		
		2.3.1.1	Pseudo-inverse de Moore-Penrose	
		2.3.1.2	Augmentation de l'espace opérationnel	
	2.3.2	Redonda	ance dynamique	
		2.3.2.1	Résolution en accélération 43	
		2.3.2.2	Résolution en couple	
	2.3.3	Consista	sistance des projections 4	
		2.3.3.1	Consistance statique	
		2.3.3.2	Consistance dynamique	
	2.3.4	Cas multitâches		
		2.3.4.1	Priorité stricte	
		2.3.4.2	Priorité non stricte	

Introduction

Après avoir étudié la commande en position/en vitesse des robots pour contrôler les mouvements dans leur espace de travail, de nouveaux défis sont apparus dans les années 80, concernant la réalisation de tâches de plus en plus complexes, nécessitant des cinématiques appropriées apportant plus de dextérité, par exemple pour éviter des obstacles lors de l'exécution d'une tâche dans des environnements dangereux ou qui évoluent au cours du temps. Les chercheurs se sont alors intéressés à des cinématiques plus performantes, avec des niveaux élevés de dextérité, comme c'est le cas des robots redondants.

Un robot est dit non-redondant, au regard de la tâche qu'il doit accomplir, s'il possède le juste nombre de degrés de liberté (DDL) nécessaires pour l'accomplir. Cependant sa manipulabilité limitée provoque une réduction de son espace effectif de travail, provoqué, entre autres, par les limitations articulaires, par l'existence des singularités ou par la présence d'obstacles dans l'espace de travail. En revanche, les robots redondants possèdent plus de DDL que nécessaires pour effectuer la tâche principale qu'on leur assigne. Ces DDL « supplémentaires » peuvent être exploités, pour améliorer la performance de l'exécution de la tâche principale (augmenter l'espace de travail, améliorer la précision) ou pour accomplir des tâches additionnelles, selon le contexte et les besoins de l'application.

Le corps humain est un exemple de cinématique naturellement redondante, que ce soit en l'analysant dans son ensemble ou en prenant ses extrémités de manière indépendante. Dans le cas du bras humain, si nous imposons une position particulière à la main, la redondance peut être identifiée à travers l'ensemble des mouvements permissibles du coude pendant que la main maintient la position souhaitée. Une analyse similaire peut être faite avec la jambe, quand on déplace le genou alors que le pied conserve une position souhaitée.

Depuis la création de *Wabot-1*, le premier robot à marche bipède, développé par *l'Université Waseda* au Japon en 1973 [Kato et al., 1974], de nombreuses recherches ont été menées pour créer des robots humanoïdes, capables de reproduire les gestes du corps humain et d'imiter ses capacités, en termes de dextérité, synergie des mouvements, compliance. Des avancements technologiques, tels que le développement d'actionneurs compacts et flexibles, l'utilisation de matériaux légers pour la fabrication de la structure du robot, l'intégration de multi-capteurs très performants ou l'optimisation des systèmes électroniques en taille et vitesse de traitement, entre autres, ont permis de créer une nouvelle gamme de robots humanoïdes. Ces robots sont plus légers, capables de marcher voire courir, en utilisant leur compliance intrinsèque ou commandée ainsi que leur redondance pour répondre à des perturbations externes, avec des gestes très proches à ceux de l'humain.

La figure 2.1 montre quelques exemples des derniers robots humanoïdes développés.

S'agissant des bras anthropomorphes, possédant généralement 7-DDL pour mieux reproduire les mouvements des trois articulations : épaule, coude et poignet, plusieurs modèles sont actuellement commercialisés, principalement dédiés à des tâches de collaboration et d'interaction physique avec l'humain. La figure 2.2 en montre quelques exemples. La résolution de la redondance pour ce type de structure, est traitée plus en détail dans le chapitre 5.



Figure 2.1: Robots humanoïdes. En haut, de gauche à droite : *TORO* [Henze et al., 2014], *Atlas de Boston Dynamics* (https://www.bostondynamics.com), *HRP-4* [Kaneko et al., 2011] et *Asimo de Honda* (https://www.asimo.honda.com). En bas, de gauche à droite : *Walk-Man* [Tsagarakis et al., 2017], *Romeo de SoftBank Robotics* (https://www.ald.softbankrobotics.com), *Kengoro* [Kozuki et al., 2016] et *iCub* [Metta et al., 2008]

Il existe aussi des robots possédant des niveaux de redondance très importants, communément désignés comme robots « hyper-redondants ». L'exploitation de la redondance dans ce type de systèmes est étudiée, par exemple, pour planifier la trajectoire d'un robot dans un environnement très restreint, où l'évitement d'obstacles se fait à partir de la définition de multiples points de passage du robot [Liang and Liu, 1999] [Lebossé, 2008]. L'une des limitations de ce type de robots est la consommation énergétique ; pour cela, des chercheurs s'intéressent à l'optimisation énergétique de ces systèmes et différentes approches ont été proposés, comme par exemple dans [Gonçalves et al., 2016]. Très souvent, la conception cinématique des robots hyper-redondants est inspirée par le monde animal. C'est le cas notamment pour les robots de locomotion de type « serpent » [Chirikjian and Burdick, 1995]. Quelques-uns sont basés sur un système modulaire [Enner et al., 2012], certains sont inspirés par la trompe d'éléphant [Behrens et al., 2011] [Salomon and Wolf, 2012] ou d'autres inspirés par les animaux grimpeurs [Guan et al., 2009].

Des robots redondants sont aussi utilisés dans le contexte médical. Par exemple, dans le cadre de



Figure 2.2: Bras anthropomorphes (7-DDL) commercialisés. De gauche à droite : *OB-7* de *Productive Robotics* (https://www.productiverobotics.com), Franka Emika, LBR iiwa de Kuka, Sawyer de *ReThinkRobotics* et *BionicCobot* de *Festo*

la chirurgie mini-invasive, des nombreuses recherches ont été menées pour concevoir des sondes robotiques « multiarticulées » possédant une meilleure dextérité pour explorer plus facilement des zones d'intérêt à l'intérieur du corps humain [Degani et al., 2006] [Ota et al., 2009].

L'effet de considérer un robot comme redondant par rapport à sa tâche principale, confirme l'existence d'un espace « nul », c'est-à-dire d'une région de l'espace articulaire du robot qui présente une redondance de solutions. L'exploitation de la redondance consiste alors à gérer cet espace nul du mieux possible, soit pour améliorer les performances du robot ou soit pour accomplir d'autres tâches considérées comme secondaires.

Dans ce chapitre nous introduisons les bases théoriques et les méthodes de résolution de la redondance pour des commandes en vitesse, accélération et couple. Nous introduisons aussi la résolution de systèmes multitâches, c'est-à-dire de systèmes de commande où l'espace nul est utilisé pour accomplir *a minima* une tâche supplémentaire.

2.1 Modèle géométrique et cinématique d'un robot redondant

Nous considérons ici le cas d'un robot manipulateur à corps rigide, possédant *n*-articulations et décrivant l'espace articulaire à travers les coordonnées articulaires $q \in \Re^n$. Ces coordonnées pouvant être des angles ou des valeurs de translation, pour les liaisons de type pivot ou prismatique, respectivement. De plus, l'espace opérationnel du robot, de dimension *m*, communément défini comme l'espace de travail de l'organe terminal du robot, est décrit à travers les coordonnées opérationnelles $x \in \Re^m$.

Un robot est défini redondant lorsque la dimension de l'espace articulaire et supérieure à celle de l'espace opérationnel, c'est-à-dire lorsque n > m. En revanche, un robot est non-redondant lorsqu'il y a égalité entre les dimensions des deux espaces du robot : n = m. Dans le cas des robots redondants, leur degré de redondance r est défini comme la différence entre les deux

dimensions : r = n - m. Les coordonnées opérationnelles peuvent être définies en fonction des coordonnées articulaires. Cette relation, communément connue comme le modèle géométrique direct (MGD) est exprimée ainsi :

$$x = f(q) \tag{2.1}$$

Le problème inverse, consistant à calculer les coordonnées articulaires en fonction des coordonnées opérationnelles, est appelé le modèle géométrique inverse (MGI) :

$$q = f^{-1}(x) (2.2)$$

Selon la complexité cinématique du robot, la résolution de ce modèle peut s'avérer plus ou moins complexe, et différentes méthodes de résolution sont communément utilisées, donnant des solutions explicites ou numériques [Khalil and Dombre, 1999] selon le cas.

Le modèle cinématique direct d'un robot manipulateur, défini entre les vitesses des espaces opérationnel et articulaire en utilisant la matrice jacobienne $J(q) \in \Re^{m \times n}$, est le suivant :

$$\dot{x} = \frac{\partial x(q)}{\partial q} \dot{q} = J(q)\dot{q}$$
(2.3)

Dans le cas des robots redondants, il existe un sous-espace dans l'espace articulaire appelé espace nul, qui a pour particularité de générer des vitesses nulles dans l'espace opérationnel (figure 2.3). Le modèle cinématique inverse peut s'obtenir en inversant la relation précédente. Dans le cas des robots non-redondants, la matrice jacobienne étant de plein rang, celle-ci devient carrée et il suffit de l'inverser (si elle est inversible) pour obtenir la relation cinématique inverse :

$$\dot{q} = J^{-1}(q)\dot{x} \tag{2.4}$$

Néanmoins, pour les robots redondants, la matrice jacobienne n'est pas carrée, par conséquent, son inverse $J^{-1}(q)$ n'existe pas. Cependant, il est possible de définir une inverse généralisée de $J(q), G(q) \in \Re^{n \times m}$, telle que : J(q)G(q) = I, qui donne une solution (non unique) à \dot{q} :

$$\dot{q} = G(q)\dot{x} \tag{2.5}$$

Des relations similaires peuvent être définies entre les couples articulaires $\tau \in \Re^n$ appliqués aux articulations du robot et les forces opérationnelles $F \in \Re^m$ appliquées dans l'espace opérationnel du robot. Il est important de remarquer que le vecteur τ dit des couples articulaires peut aussi contenir des forces dans le cas des liaisons prismatiques. De même, le vecteur F des forces opérationnelles peut aussi contenir des couples, par exemple dans le cas d'un espace opérationnel complet possédant trois forces et trois couples. La relation entre les couples articulaires τ et les forces opérationnelles F est la suivante :

$$\tau = J^T(q)F \tag{2.6}$$

Où $J^T(q) \in \Re^{n \times m}$ correspond à la matrice jacobienne transposée. Similairement au cas cinématique, pour le cas redondant, les couples articulaires appartenant à l'espace nul produisent de forces nulles dans l'espace opérationnel (figure 2.4).



Figure 2.3: Décomposition et relations au niveau cinématique entre les espaces articulaire et opérationnel pour un robot redondant

De même, la matrice inverse généralisée G(q) peut être utilisée pour définir les forces opérationnelles en fonction des couples articulaires :

$$F = G^T(q)\tau \tag{2.7}$$

Les relations présentées ci-dessus constituent une base théorique pour le déroulement de ce chapitre et sont aussi utilisées pour le développement des méthodes proposées dans les chapitres suivants. Pour avoir une description plus détaillée de ces fondements en robotique, le lecteur est invité à consulter, entre autres, ces références : [Craig, 1989] [Khalil and Dombre, 1999] [Tsai, 1999] [Siciliano et al., 2010] [Yoshikawa, 1990].



Figure 2.4: Décomposition et relations au niveau dynamique entre les espaces articulaire et opérationnel pour un robot redondant

2.2 Modèle dynamique d'un robot redondant

Le modèle dynamique d'un robot manipulateur à *n*-DDL définit les couples τ appliqués aux articulations en fonction des positions, vitesses et accélérations articulaires (q, \dot{q}, \ddot{q}) et des couples

externes $\tau_{EXT} \in \Re^n$ agissant sur le robot :

$$\tau = h(q, \dot{q}, \ddot{q}, \tau_{EXT}) \tag{2.8}$$

Le formalisme de Lagrange est une technique basée sur l'analyse du travail et de l'énergie présents dans un système, qui permet d'obtenir l'équation de mouvement d'un robot manipulateur. Le Lagrangian du système $L(q,\dot{q})$ est équivalent à la différence entre l'énergie cinétique totale $E(q,\dot{q})$ et l'énergie potentielle totale U(q) du système :

$$L(q,\dot{q}) = E(q,\dot{q}) - U(q)$$
(2.9)

Ensuite, l'équation qui exprime la relation entre les couples généralisés Q agissant sur le robot et le Lagrangian est la suivante :

$$Q = \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L(q,\dot{q})}{\partial \dot{q}}\right)^T - \left(\frac{\partial L(q,\dot{q})}{\partial q}\right)^T$$
(2.10)

Les couples généralisés Q incluent les couples de commande τ , les couples externes τ_{EXT} et peuvent inclure également d'autres forces non conservatives appliquées dans les articulations, telles que les forces de frottement. Par nécessité de simplicité, ces dernières forces seront négligées dans notre formulation.

Le modèle dynamique est obtenu en développant l'équation précédente. On obtient :

$$M(q)\ddot{q} + C(q,\dot{q})\dot{q} + g(q) = \tau + \tau_{EXT}$$
(2.11)

Où $M(q) \in \Re^{n \times n}$ est la matrice d'inertie, $C(q,\dot{q}) \in \Re^n$ est la matrice représentant les effets de Coriolis et centrifuges, et $g(q) \in \Re^n$ est le vecteur des couples gravitationnels. De plus, la matrice $C(q,\dot{q})$ répond à la relation de passivité suivante :

$$\dot{M}(q,\dot{q}) = C(q,\dot{q}) + C(q,\dot{q})^T$$
(2.12)

Le modèle dynamique peut aussi s'écrire en coordonnées opérationnelles à l'aide de la matrice jacobienne [Khatib, 1987], ainsi :

$$M_x(x)\ddot{x} + h_x(x,\dot{x}) = F + F_{EXT}$$
(2.13)

Où

$$M_x(x) = (J^{-1})^T M(q) J^{-1}$$
(2.14)

$$h_x(x,\dot{x}) = (J^{-1})^T \left[C(q,\dot{q})\dot{q} + g(q) - M(q)J^{-1}\dot{J}\dot{q} \right]$$
(2.15)

$$F_{EXT} = (J^{-1})^T \tau_{EXT}$$
 (2.16)

La matrice $M_x(q) \in \Re^{m \times m}$ est la matrice d'inertie en coordonnées opérationnelles, le vecteur $h_x(x,\dot{x}) \in \Re^m$ représente les forces gravitationnelles, centrifuges et de Coriolis, F et F_{EXT} sont les vecteurs des forces de commande et des forces externes appliquées dans l'espace opérationnel, respectivement.

L'avantage du formalisme de Lagrange est qu'il permet d'obtenir l'expression analytique de chacun des paramètres du modèle dynamique. Cependant, pour des robots avec plusieurs degrés de liberté, ce formalisme est très couteux en termes de temps de calcul. En revanche, le formaliste de Newton-Euler, basé sur un algorithme récursif, est plus économique en temps de calcul. Ce formalisme évalue les équations dynamiques de chaque corps séparément, et fournit directement les valeurs numériques des paramètres. Une comparaison des deux méthodes peut être consultée dans [Yoshikawa, 1990].

2.3 Résolution de la redondance

Comme expliqué précédemment, lorsqu'un robot est redondant par rapport à sa tâche principale, la redondance peut être exploitée pour accomplir d'autres tâches secondaires, c'est-à-dire, avec des niveaux de priorité inférieurs à celui de la tâche principale. Ces tâches secondaires sont alors exécutées dans l'espace nul de la tâche principale. Ainsi, le robot utilise toutes ses capacités pour accomplir la tâche principale, alors que les tâches intégrées dans l'espace nul sont exécutées du mieux possible, mais sans perturber l'exécution de la tâche principale. Cette hiérarchisation de tâches peut aussi avoir lieu entre les tâches secondaires exécutées dans l'espace nul.

Dans les tâches secondaires communément utilisées, on peut citer l'optimisation de la manipulabilité du robot [Yoshikawa, 1985], l'évitement d'obstacles [Maciejewski and Klein, 1985], l'évitement des limites articulaires [Seraji and Colbaugh, 1990], l'évitement des singularités [Chiaverini, 1997] ou l'obligation de passage par un point (ex. RCM [Michelin et al., 2004] [Locke and Patel, 2007]), entre autres. D'autres auteurs ont aussi proposé d'appliquer des approches de commande dans l'espace nul du robot permettant un comportement compliant lors des interactions physiques avec l'environnement [Sadeghian et al., 2014] [Platt et al., 2011]. Des travaux récents proposent d'utiliser l'espace nul pour minimiser l'inertie apparente et les frottements du robot [Ajoudani et al., 2013] [Petersen et al., 2016] afin d'améliorer l'interaction avec l'humain.

Plusieurs méthodes de résolution de la redondance sont proposées dans la littérature. L'approche basée sur les projecteurs de l'espace nul est probablement la plus connue. Elle a été d'abord proposée dans les années 80 [Liégeois, 1977] pour le cas d'une commande au niveau cinématique. Postérieurement, d'autres auteurs ont proposé des extensions pour le cas d'une commande dynamique [Khatib, 1987] [Nakamura et al., 1987] ; l'approche a aussi été étendue vers les robots « hyper-redondants » [Siciliano and Slotine, 1991]. D'autres approches basées sur des algorithmes d'optimisation dédiés ne sont pas étudiés dans ce manuscrit [Escande et al., 2014] [Decré et al., 2009] [Kanoun et al., 2011].

Dans la suite de ce chapitre nous introduisons la résolution de la redondance au niveau cinématique et dynamique, à partir des projecteurs de l'espace nul. Nous présentons aussi la propreté de consistance du projecteur, et finalement nous introduisons le cas générique d'un système multitâches.

2.3.1 Redondance cinématique

La matrice jacobienne J(q) peut être vue comme une application linéaire entre vecteurs de l'espace articulaire \Re^n et vecteurs de l'espace opérationnel \Re^m . Si la matrice jacobienne est de rang plein, ce degré de redondance représente aussi la dimension de l'espace nul du robot.

Deux sous-espaces de la matrice jacobienne peuvent alors être définis : le rang $\Re(J)$ et l'espace nul $\aleph(J)$. Le rang de la matrice jacobienne est le sous-espace généré par l'application linéaire avec toutes les valeurs articulaires $\dot{q} \in \Re^n$ mécaniquement permissibles par le robot :

$$\Re(J) = \{ \dot{x} \in \Re^m : \exists \dot{q} \in \Re^n, \dot{x} = J\dot{q} \}$$

$$(2.17)$$

Pour sa part, l'espace nul de la matrice jacobienne est le sous-espace de l'espace articulaire \Re^n tel que l'application linéaire effectuée avec la matrice jacobienne donne comme résultat un vecteur nul :

$$\aleph(J) = \{ \dot{q} \in \Re^n : J\dot{q} = 0 \}$$

$$(2.18)$$

Autrement dit, l'espace nul de la matrice jacobienne est composé des vitesses articulaires qui ne produisent aucune vitesse dans l'espace opérationnel. En revanche, ces vitesses peuvent produire des mouvements internes au robot, comme le montre la figure 2.5. De plus, la somme des deux sous-espaces vectoriels permet de retrouver les espaces articulaire et opérationnel, tels que : $\Re(J) + \aleph(J^T) = \Re^m$ et $\Re(J^T) + \aleph(J) = \Re^n$.

Si l'on reprend l'équation (2.5) du modèle cinématique inverse, il est possible d'ajouter à la solution cinématique inverse un vecteur de vitesses articulaires $\dot{q}_{\aleph} \in \Re^n$ appartement à l'espace nul de la matrice jacobienne, tels que : $J\dot{q}_{\aleph} = 0$:

$$\dot{q} = G(q)\dot{x} + \dot{q}_{\aleph} \tag{2.19}$$

Ce vecteur \dot{q}_{\aleph} est souvent appelé solution homogène. En multipliant l'équation précédente des deux côtés par la matrice jacobienne, on retrouve l'équation (2.3) du modèle cinématique direct, ce qui confirme l'effet nul du vecteur \dot{q}_{\aleph} sur les vitesses dans l'espace opérationnel du robot. Ce vecteur de l'espace nul peut alors être utilisé pour accomplir des tâches secondaires.

2.3.1.1 Pseudo-inverse de Moore-Penrose

Dans l'équation (2.19), une matrice inverse généralisée G(q) qui est typiquement utilisée en commande de robots redondants est la matrice pseudo-inverse de Moore-Penrose $J^+(q) \in \Re^{n \times m}$ [Whitney, 1969], aussi connue comme l'inverse des moindres carrés ou simplement matrice pseudo-inverse, fournissant une solution minimale pour $\|\dot{q}\|^2$. Les propriétés de la matrice pseudoinverse sont présentées dans l'annexe A de ce manuscrit ; elle peut être calculée ainsi :

$$J^{+}(q) = J(q)^{T} \left(J(q)J(q)^{T} \right)^{-1}$$
(2.20)

La matrice $J^+(q)$ peut aussi être calculée numériquement à partir de la décomposition de la matrice jacobienne en valeurs singulières (annexe A). Cette méthode est souvent utilisée pour



Figure 2.5: Représentation des mouvements internes générés par l'application de vitesses articulaires dans l'espace nul de la matrice jacobienne

diminuer le temps de calcul.

De plus, afin de définir les vitesses additionnelles \dot{q}_{\aleph} permettant d'appliquer des tâches secondaires sans perturber la tâche principale appliquée dans l'espace opérationnel, on peut définir un projecteur dans l'espace nul de la jacobienne $N(q) \in \Re^{n \times n}$ qui soit orthogonal à l'espace opérationnel. Une solution typique est donnée par : $N(q) = (I - J^+(q)J(q))$ [Liégeois, 1977] [Nenchev, 1989], dans laquelle $I \in \Re^{n \times n}$ est la matrice identité. L'équation (2.19) peut alors être reformulée ainsi :

$$\dot{q} = J^{+}(q)\dot{x} + \dot{q}_{\aleph} = J^{+}(q)\dot{x} + \left(I - J^{+}(q)J(q)\right)\xi$$
(2.21)

Où $\xi \in \Re^n$ est un vecteur arbitraire qui peut être utilisé pour optimiser une fonction coût ou un indice de performance. Le vecteur arbitraire peut être défini comme $\xi = \alpha \nabla m(q)$, où le signe de α définit s'il s'agit d'une minimisation ou d'une maximisation de la fonction coût m(q). Le gradient de la fonction m(q) peut alors être défini ainsi :

$$\nabla m(q) = \begin{pmatrix} \frac{\partial m(q)}{\partial q_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial m(q)}{\partial q_n} \end{pmatrix}$$
(2.22)

Cette fonction coût a été utilisée, par exemple, pour augmenter la manipulabilité du robot [Yoshikawa, 1985], éviter des singularités [Chiaverini, 1997], éviter des obstacles [Maciejewski and Klein, 1985] ou éviter des limites articulaires [Seraji and Colbaugh, 1990].

La méthode de résolution de la redondance cinématique présentée dans la section précédente est probablement la plus classique en commande de robots. Cependant, il n'y a pas un retour de commande dans l'espace nul [Oh et al., 1996] [Murray, 1990]. En plus de cela, l'une des limitations de la matrice pseudo-inverse est la non-répétabilité de la solution apportée, c'est-à-dire qu'en définitive le mouvement des articulations est imprévisible. Par exemple, si l'on exécute deux fois la même trajectoire dans l'espace opérationnel, cela ne garantit pas un même comportement dans l'espace articulaire.

Une autre approche qui peut faire face aux limitations de la méthode précédente est de définir une nouvelle matrice jacobienne, cette fois-ci augmentée, comme nous le présentons ci-dessous.

2.3.1.2 Augmentation de l'espace opérationnel

Si l'on définit une tâche globale $x_A \in \Re^{m+r}$ composée par la tâche principale appliquée dans l'espace opérationnel et la fonction coût appliquée dans l'espace nul :

$$x_A = \begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(q) \\ h(q) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(q) \\ V(q)^T \nabla m(q) \end{bmatrix}$$
(2.23)

Où $V(q) \in \Re^{n \times r}$ est une base de rang plein de l'espace nul $\aleph(J)$, composée de r vecteurs linéairement indépendants de l'espace nul : $V = [v_1, \dots, v_r]$, telle que JV = 0 [Park et al., 1999]. Cette base n'est pas unique et des méthodes sont connues dans la littérature pour les calculer [Chen and Walker, 1993] [Huang and Varma, 1991] [Ott et al., 2008]. Puis, la relation cinématique entre la tâche augmentée et les vitesses articulaires devient :

$$\dot{x}_A = \begin{bmatrix} J(q) \\ \frac{\nabla h(q)}{\nabla q} \end{bmatrix} \dot{q} = J_A(q)\dot{q}$$
(2.24)

La matrice carrée $J_A \in \Re^{n \times n}$ est appelée la matrice augmentée. L'utilisation de cette matrice augmentée garantit la propriété de répétabilité articulaire. Cependant, de nouvelles singularités, généralement difficiles à identifier, peuvent être provoquées par la possible dépendance linéaire entre les lignes de la matrice jacobienne augmentée.

Une autre façon de définir une matrice jacobienne augmentée garantissant une orthogonalité entre les espaces opérationnel et nul est décrite ci-après. Tout d'abord, vu que la matrice pseudoinverse de Moore-Penrose n'est pas une solution unique, une définition généralisée peut être utilisée [Doty et al., 1993] :

$$J_W^+ = W^{-1} J^T \left(J W^{-1} J^T \right)^{-1}$$
(2.25)

Où $W \in \Re^{n \times n}$ est une matrice arbitraire et inversible. Cette solution généralisée est connue comme la matrice inverse des moindres carrés pondérés. En fait, il est facile à vérifier que si l'on remplace W = I, on retrouve la matrice pseudo-inverse de Moore-Penrose.

Redéfinissons alors la solution homogène \dot{q}_{\aleph} en fonction d'une base de l'espace nul :

$$\dot{q}_{\aleph} = \left(I - J_W^+(q)J_W(q)\right)\xi = V(q)\dot{x}_{\aleph} = \sum_{i=1}^r \dot{x}_{\aleph_i}v_i$$
(2.26)

Où $\dot{x}_{\aleph} = [\dot{x}_{\aleph_1}, \cdots, \dot{x}_{\aleph_r}] \in \Re^r$ est un vecteur possédant les amplitudes des vitesses du mouvement interne. Cette équation permettant d'identifier la matrice V(q) peut être vue comme une application linéaire entre vecteurs de l'espace nul \Re^r et vecteurs de l'espace articulaire \Re^n . De la dernière équation, il est possible d'obtenir \dot{x}_{\aleph} :

$$\dot{x}_{\aleph} = \left(V^T W V\right)^{-1} V^T W \dot{q} = J_{\aleph}(q) \dot{q}$$
(2.27)

Où $J_{\aleph}(q) \in \Re^{r \times n}$ est la matrice jacobienne de l'espace nul. Maintenant, l'équation du modèle cinématique direct de la tâche augmentée peut être définie ainsi :

$$\dot{x}_A = \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{x}_{\aleph} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J(q) \\ J_{\aleph}(q) \end{bmatrix} \dot{q} = J_A(q) \dot{q}$$
(2.28)

La matrice $J_A(q)$ est inversible si le robot n'est pas dans une configuration singulière, et l'inverse est donnée par :

$$J_A^{-1}(q) = \begin{bmatrix} J_W^+(q) & V(q) \end{bmatrix}$$
(2.29)

Ainsi, la résolution de la redondance au niveau de la vitesse peut être exprimée comme suit :

$$\dot{q} = J_A^{-1}(q)\dot{x}_A = J_W^+(q)\dot{x} + V(q)\dot{x}_{\aleph}$$
(2.30)

Contrairement à la solution de l'équation (2.21), cette méthode garantit une orthogonalité entre la solution homogène et les vitesses de l'espace opérationnel. En plus, cette formulation possédant les vitesses du mouvement interne ainsi que la jacobienne de l'espace nul, elle permet de définir une commande avec retour en vitesse de l'espace nul.

2.3.2 Redondance dynamique

De manière similaire au cas cinématique où des vitesses articulaires appliquées dans l'espace nul du robot ne produisaient aucune vitesse dans l'espace opérationnel, pour la résolution de la redondance en dynamique, aucune accélération articulaire appliquée dans l'espace nul du robot ne génère des accélérations dans l'espace opérationnel du robot. Par contre, ces accélérations articulaires additionnelles peuvent générer des mouvements internes. Autrement dit, dans un robot redondant, il peut y avoir plusieurs combinaisons de couples articulaires pour générer la même amplitude et direction de force appliquée par le robot dans l'espace opérationnel (figure 2.6). Nous étudions ici deux manières d'aborder la résolution de la redondance pour l'application d'une commande dynamique. La première est de résoudre la redondance à partir d'une commande en accélération. La seconde est de résoudre la redondance du robot directement sur la commande en couple.

2.3.2.1 Résolution en accélération

Les deux commandes présentées pour la commande en vitesse peuvent aussi s'étendre pour une commande en accélération. Si l'on définit une loi de commande en couple à travers l'équation suivante :

$$\tau_C = \hat{M}(q)\ddot{q}_c + \hat{C}(q,\dot{q})\dot{q} + \hat{g}(q) - \hat{\tau}_{EXT}$$
(2.31)



Figure 2.6: Représentation des mouvements internes générés par l'application d'accélérations articulaires dans l'espace nul de la matrice jacobienne

Avec les paramètres dynamiques estimés $\hat{M}(q) \in \Re^{n \times n}$, $\hat{C}(q,\dot{q}) \in \Re^n$, $\hat{g}(q) \in \Re^n$ et les couples externes mesurés/estimés $\tau_{EXT} \in \Re^n$. En plus, $\ddot{q}_c \in \Re^n$ est l'accélération de commande qui peut être dérivée du modèle cinématique pour l'application d'une tâche principale dans l'espace opérationnel. Si l'on dérive l'équation (2.3) du modèle cinématique direct, on obtient :

$$\ddot{x} = \dot{J}(q)\dot{q} + J(q)\ddot{q} \tag{2.32}$$

De cette équation peut s'extraire l'accélération de commande, en utilisant la matrice pseudoinverse généralisée. Similairement au cas cinématique, on peut additionner une accélération dans l'espace nul de la matrice jacobienne $q_{\aleph} \in \Re^n$ qui ne produise aucune accélération dans l'espace opérationnel du robot :

$$\ddot{q}_c = J_W^+ \left(\ddot{x}_c - \dot{J}\dot{q} \right) + \ddot{q}_{\aleph} \tag{2.33}$$

L'accélération de commande $\ddot{x}_c \in \Re^m$ peut alors être utilisée pour appliquer une commande quelconque dans l'espace opérationnel. Un projecteur dans l'espace nul, basé sur la matrice pseudo-inverse généralisée, est alors défini :

$$\ddot{q}_c = J_W^+ \left(\ddot{x}_c - \dot{J}\dot{q} \right) + \left(I - J_W^+ J \right) \xi \tag{2.34}$$

Avec le vecteur arbitraire $\xi = \alpha \nabla m(q)$. De manière similaire au cas de résolution en vitesse, bien que cette formulation optimise une fonction coût m(q) dans l'espace nul de la matrice jacobienne, la définition d'une commande dans l'espace nul avec retour du mouvement interne reste impossible. L'approche de la matrice augmentée en définissant la matrice jacobienne de l'espace nul et les vitesses du mouvement interne peut être étendue à la résolution de la redondance en accélération. Cette méthode peut permettre une définition explicite de la dynamique de l'espace nul, comme on le montrera ci-dessous. Ainsi, si l'on dérive l'équation du modèle cinématique direct de la tâche augmentée, on obtient :

$$\ddot{x}_A = \dot{J}_A(q)\dot{q} + J_A(q)\ddot{q} = \begin{bmatrix} \dot{J}(q)\\ \dot{J}_{\aleph}(q) \end{bmatrix} \dot{q} + \begin{bmatrix} J(q)\\ J_{\aleph}(q) \end{bmatrix} \ddot{q}$$
(2.35)

La solution inverse de cette équation peut donc nous donner une commande en accélération en fonction de la matrice jacobienne de l'espace opérationnel J(q) et celle de l'espace nul $J_{\aleph}(q)$. La solution serait la suivante :

$$\ddot{q}_c = J_A^{-1} \left(\ddot{x}_A - \dot{J}_A \dot{q} \right) = \begin{bmatrix} J_W^+(q) & V(q) \end{bmatrix} \left(\ddot{x}_A - \dot{J}_A \dot{q} \right)$$
(2.36)

Cette équation peut être reformulée ainsi :

$$\ddot{q}_c = J_W^+ \left(\ddot{x}_c - \dot{J}\dot{q} \right) + V \left(\ddot{x}_{\aleph} - \dot{J}_{\aleph}\dot{q} \right)$$
(2.37)

Sachant que JV = 0, à partir de l'équation précédente, il est alors facile à démontrer que l'accélération dans l'espace opérationnel \ddot{x} est seulement générée par l'accélération de commande de la tâche principale \ddot{x}_c , c'est-à-dire que $\ddot{x} = \ddot{x}_c$. En appliquant l'accélération \ddot{q}_c dans l'équation (2.34) de commande en couple, on obtient :

$$\tau_C = \hat{M}(q) \begin{bmatrix} J_W^+(q) & V(q) \end{bmatrix} \left(\ddot{x}_A - \dot{J}_A \dot{q} \right) + \hat{C}(q, \dot{q}) \dot{q} + \hat{g}(q) - \hat{\tau}_{EXT}$$
(2.38)

Si l'on développe le premier terme de cette équation, il est possible de réécrire l'équation précédente comme suit :

$$\tau_C = \tau_T + \tau_{\aleph} + \hat{C}(q,\dot{q})\dot{q} + \hat{g}(q) - \hat{\tau}_{EXT}$$
(2.39)

Avec $\tau_T \in \Re^n$, le couple de commande de la tâche principale :

$$\tau_T = \hat{M}(q) \left[J_W^+ \left(\ddot{x}_c - \dot{J}\dot{q} \right) \right]$$
(2.40)

Et $\tau_{\aleph} \in \Re^n$, le couple de commande permettant d'appliquer des tâches supplémentaires dans l'espace nul de la matrice jacobienne :

$$\tau_{\aleph} = \hat{M}(q) \left[V \left(\ddot{x}_{\aleph} - \dot{J}_{\aleph} \dot{q} \right) \right]$$
(2.41)

2.3.2.2 Résolution en couple

L'approche précédente abordait le problème de la résolution de la redondance pour une commande dynamique depuis la consigne en accélération. Cette méthode est utile lorsque la consigne à appliquer est une accélération. Il existe aussi une autre approche pour gérer la résolution de la redondance au niveau dynamique, directement à partir de la consigne en couple. Cette approche est souhaitable pour des commandes en couple où la consigne est un couple, souvent n'ayant pas besoin d'estimer la matrice d'inertie du robot. Ce type de commande est aussi utilisé pour appliquer des approches de commande qui ne nécessitent pas l'estimation de forces externes, comme c'est le cas de la commande compliante étudiée dans la section 1.2.8.

En supposant les couples externes inconnus, avec τ_T et τ_{\aleph} comme les couples de commande pour la tâche primaire et pour l'espace nul, respectivement, le couple de commande devient [Khatib, 1987] :

$$\tau_C = \tau_T + \tau_{\aleph} + \hat{C}(q, \dot{q})\dot{q} + \hat{g}(q) \tag{2.42}$$

Il est possible de définir un projecteur dans l'espace nul N(q), tel que le couple de commande τ_{\aleph} ne génère pas d'efforts supplémentaires au niveau de l'espace opérationnel du robot. Le couple τ_{\aleph} peut alors être défini comme suit :

$$\tau_{\aleph} = N(q)\tau_{nul} = \left(I - J^T J_W^{+T}\right)\tau_{nul}$$
(2.43)

Le vecteur de couples $\tau_{nul} \in \Re^n$ est projeté dans l'espace nul par le projecteur $N(q) = (I - J^T J_W^{+T}) \tau_{nul}$, ce qui veut dire qu'il n'intervient pas avec la tâche primaire intégrée dans τ_T . Afin de prouver cela, on peut calculer les forces opérationnelles $F_{OP} \in \Re^m$ générées par les deux couples de commande, τ_T et τ_{\aleph} , en appliquant la relation entre couples et forces décrite dans l'équation (2.7) : $F = J_W^{+T} \tau$. Ainsi, si l'on applique cette relation aux couples τ_T et τ_{\aleph} , on obtient :

$$F_{OP} = J_W^{+T} (\tau_T + \tau_{\aleph}) = J_W^{+T} \tau_T + J_W^{+T} \tau_{\aleph}$$
(2.44)

Définissant $F_T \in \Re^m$ comme la force opérationnelle provoquée par la tâche principale, on peut trouver :

$$F_{OP} = F_T + J_W^{+T} \left(I - J^T J_W^{+T} \right) \tau_{nul} = F_T$$
(2.45)

Des tâches additionnelles peuvent alors être exécutées à travers le couple τ_{nul} [Dietrich et al., 2015].

2.3.3 Consistance des projections

La matrice inverse des moindres carrés pondérés J_W^+ , définie dans la section 2.3.1.2, est utilisée pour construire les projecteurs dans l'espace nul $N(q) \in \Re^{n \times n}$ pour la commande en couple, comme on l'a vu dans la section précédente. Une infinité de solutions peut être calculée à partir de cette définition généralisée, en modulant la valeur de la matrice arbitraire et inversible $W \in \Re^{n \times n}$, qui devient donc, une matrice de poids. Par exemple, deux matrices inverses très utilisées en robotique sont la matrice pseudo-inverse de Moore-Penrose [Whitney, 1969] et la matrice pseudo-inverse inertielle [Khatib, 1987], équivalentes à l'inverse des moindres carrés pondérés lorsque W = I et W = M(q), respectivement. La propriété de consistance des projections définit alors l'influence de la matrice de poids W dans une commande en couple, pour garantir la non influence d'une tâche hiérarchiquement inférieure dans l'espace de travail d'une tâche hiérarchiquement supérieure. Deux types de consistances sont alors étudiés : la consistance statique, pour le cas d'un robot en état d'équilibre, et la consistance dynamique, incluant le cas du robot en état d'équilibre et aussi en mouvement.

Il est important de remarquer que cette propriété est naturellement vérifiée par les deux résolutions en accélération présentées dans la section 2.3.2.1, lorsque JN = 0 et JV = 0, respectivement. Cependant, une compensation parfaite de la matrice d'inertie du robot est nécessaire pour garantir la consistance dynamique, c'est-à-dire que la condition $\hat{M}(q) = M(q)$ dans l'équation (2.38) doit être garantie. La démonstration de cette condition est développée dans l'annexe B.

2.3.3.1 Consistance statique

Ce type de consistance traite l'influence du projecteur, dans le cas statique, pour garantir que l'espace opérationnel d'une tâche primaire ne soit pas perturbé par la tâche secondaire. Dans un cas général, on peut dire qu'un projecteur dans l'espace nul garantit la consistance statique si la tâche projetée ne génère pas d'efforts dans l'espace opérationnel, d'aucune tâche hiérarchiquement plus importante, lorsque le robot est dans une position d'équilibre.

Si l'on applique le couple de commande défini par l'équation (2.42) dans l'équation dynamique du manipulateur (équation (2.11)), et si l'on admet une compensation parfaite des forces centrifuges et de Coriolis ainsi que des forces gravitationnelles, c'est-à-dire que $\hat{C}(q,\dot{q}) = C(q,\dot{q})$ et $\hat{g}(q) = g(q)$, on obtient :

$$M(q)\ddot{q} = \tau_T + \tau_{\aleph} + \tau_{EXT} \tag{2.46}$$

Puisque l'on analyse le cas statique, c'est-à-dire lorsque les vitesses et accélérations articulaires sont nulles : $\dot{q} = \ddot{q} = 0$, la compensation des forces centrifuges et de Coriolis n'est pas indispensable pour garantir la consistance statique. En définissant le couple de commande de la tâche principale comme étant une force F_T qui s'applique dans l'espace opérationnel du robot, et en supposant que les seules forces externes appliquées au robot sont les forces de réaction à F_T , afin de garantir l'état d'équilibre du système, l'équation précédente devient :

$$0 = J(q)^T F_T + N(q)\tau_{nul} - J(q)^T F_T$$
(2.47)

Si l'on applique la transposée de la matrice inverse généralisée à toute l'équation pour la redéfinir dans l'espace opérationnel de la tâche principale, et en réorganisant la nouvelle équation, on obtient :

$$F_T = F_T + J_W^{+T} N(q) \tau_{nul}$$
(2.48)

Par conséquent, nous pouvons observer que la consistance statique est garantie lorsque le projecteur dans l'espace nul vérifie la condition suivante :

$$J_W^+{}^T N(q) = 0 (2.49)$$

Généralement, lorsque l'on cherche à garantir la consistance statique, le choix le plus simple est celui d'utiliser la pseudo-inverse de Moore-Penrose (W = I), puisque c'est une solution peu coûteuse en termes de temps de calcul.

2.3.3.2 Consistance dynamique

Contrairement à la consistance statique, qui analyse les effets perturbateurs d'une tâche sur l'espace opérationnel d'une autre tâche hiérarchiquement supérieure lorsqu'aucun mouvement n'est présent sur le robot (état d'équilibre), la consistance dynamique analyse ces effets perturbateurs dans les états transitoires et d'équilibre [Khatib, 1995]. Ainsi, pour qu'un projecteur dans l'espace nul soit dynamiquement consistant, deux conditions doivent être vérifiées. D'abord, il faut que le projecteur garantisse la consistance statique. Deuxièmement, une tâche de priorité inférieure ne doit pas exercer des accélérations dans l'espace opérationnel sur une tâche hiérarchiquement supérieure, lorsque le robot se déplace. Ainsi, en reprenant le couple de commande de la section précédente (équation (2.42)), avec $\hat{C}(q,\dot{q}) = C(q,\dot{q})$ et $\hat{g}(q) = g(q)$, si l'on l'applique à l'équation dynamique du robot, pour un cas non statique en général, on obtient :

$$M(q)\ddot{q} = M(q)J_{W}^{+}\left(\ddot{x} - \dot{J}\dot{q}\right) = J(q)^{T}F_{T} + N(q)\tau_{nul} + \tau_{EXT}$$
(2.50)

D'où, l'accélération de l'espace opérationnel \ddot{x} de la tâche principale, régie par la force F_T , est définie ainsi :

$$\ddot{x} = J(q)M(q)^{-1} \left[J(q)^T F_T + N(q)\tau_{nul} + \tau_{EXT} \right] + \dot{J}\dot{q}$$
(2.51)

De cette équation, on peut déduire l'expression des accélérations provoquées par le couple τ_{nul} assurant l'exécution de la tâche secondaire dans l'espace opérationnel de la tâche primaire. Afin de garantir la consistance dynamique, ces accélérations doivent être nulles c'est-à-dire que la condition suivante doit être garantie :

$$J(q)M(q)^{-1}N(q) = 0 (2.52)$$

Un choix communément utilisé pour garantir la consistance dynamique est celui de sélectionner la matrice de poids équivalente à la matrice d'inertie : W = M(q), qui permet aussi de minimiser l'énergie cinétique instantanée du robot [Khatib, 1987]. Une définition généralisée de W qui garantit la consistance dynamique est proposée dans [Dietrich et al., 2015], dans laquelle la solution proposée par [Khatib, 1987] peut être vue comme un cas spécial.

2.3.4 Cas multitâches

L'espace nul de la jacobienne lié à la tâche principale peut être exploité pour accomplir plus d'une tâche supplémentaire. Dans ce genre de cas, pour lesquels la redondance est utilisée pour accomplir multiples tâches, globalement il existe deux manières de gérer l'espace nul pour intégrer ces tâches dans la commande du robot, selon la manière de définir les projecteurs dans l'espace nul de chaque tâche. La première consiste à définir une priorité stricte entre les tâches supplémentaires. Cela veut dire qu'une tâche supplémentaire ne génère aucune vitesse (cas cinématique) ou accélération (cas dynamique) dans l'espace opérationnel d'une autre tâche supplémentaire avec un ordre de priorité supérieur. La deuxième manière est d'utiliser une approche de priorité non stricte entre les tâches exécutées dans l'espace nul. Ainsi, les tâches exploitent simultanément l'espace de travail non utilisé par la tâche principale.

La rigueur des priorités entre les tâches a été étudiée au niveau cinématique [Antonelli, 2009] et par la commande en couple [Dietrich et al., 2015]. Nous nous intéressons à ce dernier cas puisque des commandes en couple avec trois tâches sont proposées dans les chapitres 3 et 4. Ci-dessous, nous présentons une formulation.

2.3.4.1 Priorité stricte

Si l'on reprend l'équation (2.42) définissant le couple de commande τ_C , le couple τ_{\aleph} peut être défini pour k nombre de tâches exécutées (k - 1 dans l'espace nul), avec $m_{i,i} = 1, \ldots, k$ la dimension de chaque tâche, comme suit :

$$\tau_{\aleph} = \sum_{i=2}^{k} N_i(q) \tau_i = \sum_{i=2}^{k} \left(I - J_{i-1}^A(q)^T \left(J_{i-1}^A(q)^{+T} \right) \right) \tau_i$$
(2.53)

Où le projecteur $N_i(q) \in \Re^{n \times n}$ est calculé en utilisant la matrice jacobienne augmentée $J_i^A(q) \in \Re^{m_t \times n}$, celle-ci calculée ainsi :

$$J_{i-1}^{A}(q) = \begin{bmatrix} J_{1} \\ J_{2} \\ \vdots \\ J_{i-1} \end{bmatrix}$$
(2.54)

Avec $m_t = \sum_{i=1}^k m_i$ la somme de toutes les dimensions des tâches. Dans ce cas, la jacobienne de la tâche principale est équivalente à $J = J_1$. La définition de cette matrice jacobienne augmentée permet de projeter les différentes tâches de manière orthogonale, c'est-à-dire que l'ordre de priorité est garanti. Cependant, il est bien connu dans la littérature que la définition d'une jacobienne augmentée de ce type peut générer des singularités algorithmiques difficiles à prévoir et identifier.

2.3.4.2 Priorité non stricte

Dans le cas d'une définition de priorité non stricte, le couple de commande nul est défini ainsi :

$$\tau_{\aleph} = \sum_{i=2}^{k} N_i(q) \tau_i = \sum_{i=2}^{k} N_{i-1}(q) \left(I - J_{i-1}(q)^T \left(J_{i-1}(q)^{+T} \right) \right) \tau_i$$
(2.55)

Cette fois ci, le calcul du projecteur est fait de manière successive, ce qui permet d'éviter les singularités algorithmiques de la formulation stricte. Cependant il n'existe pas une orthogonalité entre les tâches.

2.4 Conclusions

Dans ce chapitre nous avons introduit les concepts fondamentaux nécessaires pour décrire les cinématique et dynamique d'un robot redondant. D'abord, nous avons fait une introduction générale aux robots redondants, illustrée par quelques exemples de robots en développement dans le cadre de projets de recherche et d'autres commercialisés pour l'industrie ou pour la recherche. De plus, nous avons exposé les principales méthodes de commande d'un robot manipulateur redondant, soit au niveau cinématique, soit au niveau dynamique. Nous avons également évoqué la propriété de consistance et le cas particulier d'application de multiples tâches dans l'espace nul pour le cas de la commande en couple. Ces bases théoriques seront utilisées dans les chapitres suivants pour proposer des commandes dynamiques dans le cadre du besoin de passage par un point (RCM) ainsi que dans des applications d'interaction physique humain-robot.

chapitre 3

La contrainte du RCM

Synthèse :

Lorsqu'une contrainte cinématique, telle que l'obligation de passage par un point, doit être intégrée dans la commande dynamique d'un robot redondant, différentes approches peuvent être proposées pour garantir au mieux cette contrainte. L'utilisation de l'espace nul en est une, qui permet notamment d'optimiser les capacités du robot. Les performances obtenues, quant au respect de la contrainte imposée, dépendent toutefois fortement de la façon dont on exploite cet espace nul.

Sommaire

3.1	La c	ontraint	e du RCM	55
	3.1.1	La contr	rainte du RCM dans le contexte médical	55
		3.1.1.1	RCM mécaniques	58
		3.1.1.2	RCM programmables	58
3.2	Com	mande	de la contrainte du RCM	59
	3.2.1	Formula	tion par commande en orientation	60
	3.2.2	Formulation avec <i>feedback</i> dans l'espace nul		
		3.2.2.1	Couple de commande et résolution de la redondance	63
		3.2.2.2	Commande en admittance dans l'espace opérationnel	64
		3.2.2.3	Intégration de la contrainte du RCM dans l'espace nul	65
	3.2.3	Résultat	ts de simulation	65
3.3	Con	clusions		69

Introduction

Les mouvements du robot sont souvent l'objet de contraintes cinématiques qui provoquent une réduction de son espace effectif de travail et diminuent sa dextérité. Ces contraintes peuvent être liées à des limitations propres des mouvements du robot ou générées par l'environnement. Dans le premier cas, les limites articulaires sont imposées pour éviter des auto-collisions entre les différents segments du robot, pour restreindre l'espace de travail à une région sûre ou pour respecter les limites de mouvement des actionneurs. Dans le second cas, la trajectoire de l'effecteur peut être bordée par des murs, virtuels ou réels, ou par des objets situés dans le même espace de travail que celui du robot, qui contraignent ses mouvements dans la réalisation de sa tâche. Souvent ces objets ou murs sont considérés comme des obstacles pour la tâche à réaliser. Il faut alors recourir à une planification de trajectoire pour les éviter [Siciliano et al., 2010].

Des exemples d'applications de murs virtuels existent dans le domaine industriel comme dans celui du médical. Le robot *Mako* (figure 3.1), commercialisé par la société *Stryker*, est notamment dédié à la réalisation des chirurgies orthopédiques, pour le remplacement du genou. Le système, co-manipulé par le chirurgien, utilise un système de caméras pour identifier les parties du fémur et du tibia à reséquer afin d'installer une prothèse. Ensuite, le robot, portant un outil d'usinage, est déplacé manuellement par le chirurgien et ses mouvements sont contraints de manière que cet outil reste dans la région d'usinage identifiée par le système de vision, ce qui améliore la précision de la tâche en comparaison à la procédure réalisée sans l'assistance du robot.

En complément des contraintes pour lesquelles le robot est forcé à rester dans une région, il existe



Figure 3.1: Robot Mako utilisé pour la chirurgie orthopédique

aussi des contraintes cinématiques qui obligent les segments du robot à toujours passer par un ou plusieurs points. D'ailleurs, la définition de multiples points de passage est utilisée comme stratégie de planification de trajectoire pour l'évitement d'obstacles [Chiacchio et al., 1991]. La contrainte générée par un point de passage est courante dans le contexte médical, particulièrement dans le cadre de la chirurgie mini-invasive où les mouvements de l'outil chirurgical sont restreints par le point d'insertion dans le corps du patient. Cette contrainte de passage par un point est communément connue comme la contrainte du centre de rotation déporté, ou par son nom en anglais « Remote Center of Motion » (RCM).

Dans le cas des manipulateurs redondants, la dextérité apportée par la redondance est exploitée pour faciliter l'exécution de la tâche opérationnelle en incluant des contraintes cinématiques. La figure 3.2 illustre cela par quelques exemples.

Dans ce chapitre, nous étudions en détail la contrainte du point de passage, ou du RCM. Puis,



Figure 3.2: Exemples de contraintes cinématiques imposées à un robot redondant : (a) parcours contraint, (b) limites articulaires, (c) évitement d'obstacles, (d) murs virtuels, (e) unique point de passage, (f) multiples points de passage

nous décrivons cette contrainte dans le contexte médical et nous proposons une méthode de prise en compte de cette contrainte via la commande en couple, lorsque l'on utilise l'espace nul d'un robot redondant. Une partie des travaux présentés dans ce chapitre ont été publiés dans [Sandoval et al., 2016].

3.1 La contrainte du RCM

La contrainte du RCM oblige généralement le dernier segment du robot (son organe terminal) à passer par un point de passage défini dans l'application. Par conséquent, la mobilité de l'organe terminal (OT) est réduite, à cause de cette contrainte cinématique, à un nombre qui dépend de la nature spatiale du robot. Nous montrons ce phénomène sur l'exemple d'un robot plan (figure 3.3). Si l'on analyse un robot planaire, sans la présence de la contrainte du RCM, l'OT possède trois mobilités, deux pour la translation dans le plan de travail et une pour la rotation autour de l'axe normal à ce plan. Une fois la contrainte imposée, une mobilité de l'OT devient incontrôlable. Ainsi, deux possibilités de commande deviennent possibles. En premier lieu, si l'on souhaite commander la position de l'OT dans le plan, la rotation est alors contrainte par le RCM. En seconde approche, si l'on souhaite commander l'orientation de l'OT, on ne pourra commander que l'une des deux coordonnées de position dans le plan. La coordonnée à retenir peut être définie de manière intuitive comme la longueur de la section de l'OT qui a déjà traversé le RCM. On peut dire que cette seconde approche pour commander l'OT est équivalente à utiliser des coordonnées polaires.

Dans le cas des robots de nature spatiale 3D, possédant originalement 6 mobilités (trois de position et trois de rotation), deux mobilités sont enlevées par la contrainte du RCM. Ainsi, il est possible de commander, par exemple, la position de l'OT du robot ainsi que sa rotation propre. Une autre manière est de commander les trois coordonnées articulaires ainsi que la profondeur de l'OT par rapport au RCM, autrement dit, de commander les coordonnées polaires généralisées ou sphériques. En considérant le RCM comme la seule contrainte cinématique et avec un espace de travail du robot suffisant, nous pouvons identifier cet espace de travail comme étant une sphère centrée sur le RCM et dont le rayon est égal à la longueur du dernier segment.

Même si des applications dans le domaine industriel peuvent inclure une contrainte du RCM, par exemple l'insertion d'un outil par une section étroite, c'est dans le domaine médical que l'on rencontre le plus souvent des applications incluant des contraintes du RCM.

3.1.1 La contrainte du RCM dans le contexte médical

Dans le cas de procédures non invasives, la télé-échographie robotisée est un fidèle exemple d'application de la contrainte du RCM. Les robots de télé-échographie portent une sonde ultrasonore dans leur organe terminal et orientent cette sonde autour d'un point désiré sur le corps du patient, à l'aide de commandes envoyées à distance par le médecin expert. De plus, le médecin doit pouvoir contrôler l'appui de la sonde (autrement dit son enfoncement) sur le corps du patient pour avoir un meilleur rendu des images échographiques reçues. Dans cette application, on retrouve donc les coordonnées de commande sphériques présentées ci-dessus. Les travaux


Figure 3.3: Robot Mako utilisé pour la chirurgie orthopédique

de thèse de [Nouaille, 2009] et [Charron, 2011] (figure 3.4) traitent la conception mécanique et l'optimisation cinématique de deux robots pour la télé-échographie robotisée.

D'autres chercheurs ont utilisé des robots industriels sériels pour les adapter à la télé-échographie, comme dans [Virga et al., 2016], où il est proposé d'utiliser un robot redondant à 7-DDL.

Dans le cadre du projet $SMILE^1$, le Laboratoire PRISME de l'Université d'Orléans en partenariat avec la société Maquet SAS du Getinge Group, ont proposé la création d'un robot d'éclairage pour bloc opératoire. Ce robot, de cinématique redondante, a été conçu, entre autres, pour permettre au chirurgien de déplacer la coupole d'éclairage, pendant que les faisceaux lumineux restent dirigés vers un point cible [Sandoval et al., 2018]. Ce point cible est intégré dans la commande du robot à manière de la contrainte du RCM.

En ce qui concerne les procédures invasives, par exemple, en chirurgie mini-invasive (MIS²), de petites incisions sont faites dans le corps du patient pour insérer des outils (instruments chirurgicaux, endoscopes). La chirurgie mini-invasive, comparée à la chirurgie à corps ouvert classique, fournit plusieurs bénéfices pour le patient, comme une réduction du temps de récupération, une diminution du risque d'infection et une minimisation des cicatrices [Azimian et al., 2010]. De plus, lorsque l'assistance robotique est incorporée à la MIS, le chirurgien exploite un retour visuel pour télé-opérer (ou co-manipuler) les bras robotisés qui tiennent les outils, accomplissant

^{1.} SMILE : Sterile Manipulating Interface for Lighting Equipment, projet financé par la Région Centre-Val de Loire, France

^{2.} MIS : de l'anglais Minimally Invasive Surgery



Figure 3.4: Robot de télé-échographie Protech [Charron 11]

la tâche avec une haute précision, minimisant les effets de tremblement de la main et assurant la sécurité pour le patient.

En chirurgie mini-invasive assistée par robot, un robot exécute une tâche chirurgicale, comme en gynécologie, urologie, chirurgie générale, etc., en utilisant un outil attaché à son effecteur. L'outil chirurgical maintenu par le robot doit être inséré à l'intérieur du corps du patient à travers un dispositif médical, le trocart, fixé dans une incision faite dans le corps. Le mouvement de l'outil chirurgical est alors contraint par le trocart, comme le montre la figure 3.5. Cette contrainte cinématique provoquée par le trocart est une contrainte de RCM.

Le chirurgien télé-opère généralement ce robot en utilisant un système maître, comme par exemple le système haptique parallèle proposé dans [Saafi et al., 2017]. Les commandes de positionnement de l'outil (3-DDL) sont alors envoyées au robot. Si l'outil possède une pince à son extrémité, le chirurgien contrôle aussi l'ouverture/fermeture de cette pince ainsi que ses orientations à travers, généralement, deux angles commandés. Les mouvements de la pince sont indépendants des mouvements de l'outil, sachant que la rotation propre de cet outil peut servir à orienter la pince.

Nous pouvons définir deux approches différentes pour prendre en compte la contrainte du RCM et restreindre ainsi les mouvements du robot, en préservant la bonne exécution de la tâche chirurgicale. La première correspond aux robots avec un *RCM mécanique*, c'est-à-dire ceux qui sont conçus pour posséder un RCM fixe dans leur cinématique. La seconde approche est d'utiliser un robot sériel et de garantir la contrainte du *RCM par logiciel* (donc de manière programmable).



Figure 3.5: Représentation de l'insertion de l'outil chirurgical dans le corps du patient lors d'une chirurgie mini-invasive (source : [Kuo et al., 2012])

3.1.1.1 RCM mécaniques

Dans quelques systèmes robotisés commercialisés, comme le système chirurgical *da Vinci*, la conception cinématique inclut un point de RCM fixe pour chaque bras robotique [Freschi et al., 2013], en utilisant une structure cinématique à parallélogramme qui assure la fixation du RCM, comme le montre la figure 3.6. Avant de démarrer la procédure chirurgicale, le point du RCM est synchronisé avec la position du trocart, de telle sorte que l'outil chirurgical passe toujours par le point d'incision désiré; puis le robot est en mesure d'effectuer de manière sécurisée la tâche chirurgicale dans le corps du patient, soit de façon autonome, soit de façon télé-opérée.

Un aperçu complet des mécanismes robotisés pour MIS incluant des conceptions de RCM fixes peut être trouvé dans [Kuo and Dai, 2009] et [Kuo et al., 2012].

3.1.1.2 RCM programmables

Les robots sériels, bien que n'intégrant pas un RCM mécanique, peuvent toutefois être utilisés pour effectuer des tâches incluant cette contrainte cinématique. Celle-ci doit alors être garantie par l'architecture de commande appliquée au robot. Bien que cette approche soit souvent considérée moins sûre pour le patient en comparaison avec un RCM mécanique, l'utilisation d'un système sériel donne plus de flexibilité au système car le même robot peut être utilisé pour réaliser différentes procédures médicales, et pas seulement celles qui incluent une contrainte de RCM. On peut, par exemple, s'imaginer que le robot utilisé dans [Virga et al., 2016] pour la télé-échographie peut aussi servir pour la chirurgie mini-invasive, juste en adaptant les outils correspondants dans son organe terminal et en modifiant l'architecture de commande. Ainsi,



[da Vinci® Surgical System, Intuitive Surgical]

Figure 3.6: RCM mécanique appliqué par le robot da Vinci

différents modes de commande peuvent être intégrés, où chaque procédure inclut un mode de commande, mais aussi des modes de co-manipulation humain-robot, des modes de synchronisation de plusieurs robots, entre autres.

L'utilisation de robots sériels redondants donne plus de dextérité au système et la redondance peut être exploitée pour accomplir des tâches supplémentaires (section 2.3). De même, lorsque l'on utilise un robot commandé en effort, des stratégies de commande pour l'interaction physique avec l'environnement peuvent être intégrées, telles que des commandes en compliance (section 1.2).

Nous nous intéressons à l'utilisation de ce type de systèmes redondants, commandés en effort/en couple et nous nous focalisons sur les différentes approches de commande pour garantir la contrainte du RCM simultanément à la tache chirurgicale.

3.2 Commande de la contrainte du RCM

Différentes méthodes de commande peuvent être proposées pour intégrer la tâche chirurgicale et la contrainte du RCM dans le cas d'utilisation d'un robot redondant commandé en effort. La tâche chirurgicale dont il est fait référence dans ce chapitre concerne les consignes de positionnement de l'outil dans l'espace (3-DDL). D'autres fonctionnalités existent selon le type d'outil utilisé pour la procédure médicale, par exemple pour l'utilisation d'une pince articulée placée à l'extrémité de l'outil, il est nécessaire de commander son orientation ainsi que l'ouverture/fermeture de la pince. Cependant, ces fonctions sont généralement découplées des mouvements du manipulateur et ne sont pas prises en compte ici. Nous pouvons principalement distinguer deux méthodes pour prendre en compte la contrainte du RCM dans la commande du robot. La première est de calculer les coordonnées d'orientation opérationnelle en fonction de la contrainte. La seconde est d'utiliser l'espace nul de la tâche principale, définie dans les coordonnées de position opérationnelle, pour appliquer une approche de minimisation de l'erreur au niveau de la contrainte. Ces deux méthodes sont développées plus en détail dans les sections qui suivent.

D'ailleurs, d'autres contributions ont été apportées récemment. [Aghakhani et al., 2013] ont fourni une caractérisation cinématique générale de la contrainte du RCM pour la chirurgie mini-invasive. [Cha and Yi, 2011] ont proposé de minimiser les forces appliquées au patient au RCM en considérant le manipulateur comme une chaîne fermée; cependant, le manipulateur doit être non-redondant. [Michelin et al., 2004] ont proposé l'application de la formulation conventionnelle dans l'espace opérationnel proposée par [Khatib, 1987] [Khatib, 1990] (section 2.3.2.2), en choisissant la fonction objectif comme le carré de la distance entre la position d'insertion et l'outil chirurgical.

3.2.1 Formulation par commande en orientation

Une première approche pour commander simultanément la trajectoire de l'outil et la contrainte du RCM est de définir les coordonnées opérationnelles ainsi : $x = [x_p \ x_r]^T \in \Re^m$, avec la dimension de tâche m = 6. La position de l'extrémité de l'outil $x_p \in \Re^3$ est commandée par le chirurgien à distance, elle peut aussi être une trajectoire prédéfinie ou calculée en ligne, selon la procédure chirurgicale définie (figure 3.7).

L'orientation de l'outil $x_r \in \Re^3$ est calculée à partir de la position du trocart $P_t \in \Re^3$. Si l'on considère l'outil chirurgical comme étant rigide, l'orientation de cet outil est connue car son axe passe par les points x_p et P_t . La matrice de rotation $R \in \Re^{3\times 3}$ décrivant l'orientation actuelle de l'outil par rapport au repère fixe de l'environnement peut alors être définie. Lorsqu'une nouvelle position opérationnelle désirée x_{p_d} est exprimée, la nouvelle matrice de rotation R_d est calculée ainsi :

$$R_d = R_{rot}R\tag{3.1}$$

La matrice $R_{rot} \in \Re^{3\times 3}$ décrit la rotation de l'outil chirurgical autour du RCM pour déplacer son extrémité du point x_p au point x_{p_d} . Cela peut être effectué en utilisant des coordonnées angulaires quelconques (Euler, quaternions, entre autres).

Cette méthode a été utilisée par [Fujii et al., 2013] pour commander un robot chargé d'introduire une caméra à l'intérieur du corps du patient dans le cadre d'une chirurgie laparoscopique. Dans cette application, la trajectoire de l'extrémité de l'outil (caméra) est commandée par la reconnaissance des mouvements de l'œil par la méthode « eye-tracking ».

L'utilisation de cette méthode est spécialement avantageuse pour sa simplicité de mise en ceuvre. Cependant, selon le type de coordonnées utilisées pour décrire la rotation de l'outil, des singularités peuvent apparaître et des techniques pour éviter ces singularités doivent être appliquées. De plus, si l'on définit l'erreur attachée à la contrainte du RCM comme étant la distance minimale entre l'axe de l'outil et le trocart, cette erreur n'est pas directement



Figure 3.7: Représentation de l'insertion d'un outil chirurgical dans le corps du patient. La position x_p de l'extrémité de l'outil est directement commandée, alors que l'orientation x_r est calculée par la position du trocart P_t et la position x_p

représentée par l'erreur d'orientation de l'outil, et cela peut engendrer une perte de précision dans la minimisation de l'erreur de la contrainte lorsque l'on utilise une commande en boucle fermée.

Nous explorons, donc, d'autres solutions, basées sur l'utilisation de l'espace nul, pour simplifier le problème de singularité et qui permettent une minimisation directe de l'erreur au niveau de la contrainte du RCM.

3.2.2 Formulation avec *feedback* dans l'espace nul

Ces dernières années, la commande compliante pour les mécanismes robotisés a été largement étudiée, permettant une interaction dynamique entre le robot et l'environnement [Chiaverini et al., 1999], où la sécurité joue un rôle clef. Dans le cas des manipulateurs redondants, une tâche principale appliquée à l'effecteur, telle qu'une stratégie de commande en compliance, peut être accomplie pendant qu'on effectue une tâche additionnelle projetée dans l'espace nul de la tâche principale, telle que la contrainte du RCM. Ainsi, [Platt et al., 2011] ont proposé un système multi-prioritaire de commande en impédance où une compliance dans l'espace cartésien est proposée comme tâche principale, et une compliance dans l'espace articulaire comme tâche secondaire opérant dans l'espace nul de la tâche principale. Pour accomplir la consistance dynamique du robot (section 2.3.3.2), la dynamique de l'espace opérationnel et celle de l'espace nul doivent être découplées. Une approche de commande avec consistance dynamique est proposée par *Khatib*. La solution dynamique est découplée en deux termes de couples de commande : un couple issu d'une solution particulière et un couple homogène, correspondant à la commande en mouvement/force de l'effecteur et à la commande de l'espace nul, respectivement [Khatib, 1987] [Khatib, 1990]. En utilisant la solution inverse généralisée de la matrice jacobienne, ou matrice inverse des moindres carrés pondérés (section 2.3.1.2), le comportement dynamique de l'effecteur et les mouvements internes du robot peuvent être contrôlés indépendamment. De même, le couple homogène peut être utilisé pour optimiser une fonction objectif ou un indice de performance. Cependant, cette définition de couple homogène n'est pas informatiquement optimale [Chang and Jeong, 2012] et ne permet pas un retour de l'espace nul. Pour résoudre ce problème, une définition explicite de la dynamique de l'espace nul utilisant un ensemble minimal de vecteurs composants la base de l'espace nul a été proposée par plusieurs auteurs : [Huang and Varma, 1991], [Chen and Walker, 1993], [Oh et al., 1998]. Ces derniers ont proposé une formulation étendue dynamiquement consistante, où le retour de l'espace nul est inclus. De façon similaire, [Sadeghian et al., 2014] ont appliqué la formulation étendue pour commander un robot dans l'espace opérationnel, pendant qu'une compliance est garantie dans le corps du robot en cas de collisions.

Concernant l'intégration de la contrainte du RCM dans l'espace nul du robot, [Michelin et al., 2004] ont proposé une approche consistant à utiliser la formulation conventionnelle de résolution de la redondance dans l'espace opérationnel proposée par Khatib [Khatib, 1987] [Khatib, 1990] et présentée dans le chapitre 2 (section 2.3.2.2) de ce manuscrit. L'espace nul a été utilisé pour optimiser une fonction objectif définie comme le carré de la distance minimale entre la position du trocart et l'axe de l'outil chirurgical. En outre, une commande de suivi de trajectoire est appliquée à l'effecteur. Cependant, un mouvement compliant de l'effecteur est souhaitable de telle sorte que le robot puisse compenser les mouvements du corps du patient (respiration ou mouvements involontaires), ainsi que les différences de raideur du corps, minimisant les risques pour le patient. Par exemple, le robot chirurgical MIRO du DLR utilise des ressorts virtuels pour éviter ou compenser les collisions avec l'environnement [Hagn et al., 2008]. Comme nous l'avons vu dans la section 2.3.3.2, la commande en impédance cartésienne et la commande en admittance permettent toutes les deux d'assigner une relation dynamique entre l'effecteur et l'environnement [Hogan, 1985c] [Hogan, 1985b] [Hogan, 1985a] [Ott, 2008], et génèrent également un comportement d'interaction, réglé par un choix approprié des paramètres d'impédance.

Nous proposons ici une approche de commande dynamique améliorée pour des robots redondants en intégrant la contrainte du RCM. Nous appliquons ici l'approche basée sur la formulation étendue avec consistance dynamique proposée par [Oh et al., 1998] et présentée dans la section 2.3.2.1 du chapitre 2. Cette formulation donne une définition explicite de la dynamique de l'espace nul et permet aussi d'intégrer un retour de vitesse de l'espace nul, améliorant le suivi de la tâche secondaire appliquée. Une commande en admittance cartésienne est proposée pour la tâche principale, afin de garantir le mouvement compliant de l'extrémité de l'outil chirurgical quand le robot est en contact avec l'environnement. La minimisation de l'erreur de position de la contrainte du RCM est exécutée dans l'espace nul. L'efficacité de cette approche de commande est validée par simulation, en utilisant le modèle dynamique du robot Kuka LBR iiwa R800.

3.2.2.1 Couple de commande et résolution de la redondance

Reprenons la définition du couple de commande τ_C , défini précédemment pour la résolution de la redondance en couple (section 2.3.2.2), séparé en deux termes de commande : le couple particulier τ_T et le couple homogène τ_{\aleph} , plus les termes compensatoires :

$$\tau_C = \tau_T + \tau_{\aleph} + \hat{C}(q, \dot{q})\dot{q} + \hat{g}(q) \tag{3.2}$$

Vu que le couple particulier est relatif à la force $F_c \in \Re^m$ appliquée dans l'espace opérationnel, et en écrivant le couple homogène en fonction du projecteur dans l'espace nul, nous pouvons réécrire l'équation précédente ainsi :

$$\tau_C = J^T F_c + \left(I - J^T J_M^{+T} \right) \tau_{nul} + \hat{C}(q, \dot{q}) \dot{q} + \hat{g}(q)$$
(3.3)

où J_M^+ est la matrice pseudo-inverse inertielle définie dans le chapitre 2. Contrairement à la formulation par commande en orientation présentée précédemment, dans cette approche l'espace opérationnel n'inclut que les coordonnées de position de l'extrémité de l'outil. Par conséquent, la dimension de l'espace opérationnel est m = 3. Le vecteur arbitraire τ_{nul} est communément défini comme :

$$\tau_{nul} = k_c \nabla m(q) - k_{v_c} M(q) \dot{q} \tag{3.4}$$

où k_c est le taux de convergence et k_{v_c} est le gain positif d'amortissement afin d'extrémiser une fonction objectif m(q). Puisque la matrice pseudo-inverse inertielle J_M^+ est appliquée, l'équation précédente représente une solution qui vérifie la propriété de consistance dynamique, c'est-à-dire que le couple τ_{nul} ne produit pas d'accélérations dans l'espace opérationnel. Cette formulation a été utilisée par [Michelin et al., 2004] pour garantir la contrainte du RCM dans un robot redondant commandé en couple. Cependant, comme évoqué précédemment, la projection de τ_{nul} dans l'espace nul n'est pas informatiquement optimale et ne fournit pas une formulation explicite de la dynamique de l'espace nul. Par conséquent, nous proposons d'utiliser une formulation de résolution en accélération basée sur la définition de la dynamique de l'espace nul, comme présentée dans la section 2.3.2.1.

Reprenons l'équation du couple de commande pour une résolution de la redondance en accélération :

$$\tau_C = \hat{M}(q)\ddot{q}_c + \hat{C}(q,\dot{q})\dot{q} + \hat{g}(q) - \hat{\tau}_{EXT}$$

$$(3.5)$$

Nous utilisons donc une jacobienne augmentée pour définir le nouvel espace opérationnel $\dot{x}_A = \begin{bmatrix} \dot{x}_p \\ \dot{x}_N \end{bmatrix}$:

$$\dot{x}_A = \begin{bmatrix} J(q) \\ J_{\aleph} \end{bmatrix} \dot{q} = J_A \dot{q}$$
(3.6)

En dérivant cette équation, on peut obtenir l'accélération de commande \ddot{q}_c :

$$\ddot{q}_c = J_M^+ \left(\ddot{x}_p - \dot{J}\dot{q} \right) + V \left(\ddot{x}_{\aleph} - \dot{J}_{\aleph}\dot{q} \right)$$
(3.7)

En outre, la solution dynamique peut être séparée en deux couples de commande : le couple de commande de l'espace opérationnel τ_T et le couple de commande de l'espace nul τ_{\aleph} :

$$\hat{M}(q)\ddot{q}_c = \tau_T + \tau_{\aleph} \tag{3.8}$$

Avec les couples de commande :

$$\tau_T = \hat{M}(q) \left[J_M^+ \left(\ddot{x}_{p_c} - \dot{J}\dot{q} \right) \right]$$
(3.9)

$$\tau_{\aleph} = \hat{M}(q) \left[V \left(\ddot{x}_{\aleph_c} - \dot{J}_{\aleph} \dot{q} \right) \right]$$
(3.10)

La consigne en accélération $\ddot{x}_{p_c} \in \Re^m$ sera utilisée pour commander la trajectoire de l'extrémité de l'outil. De même, la consigne dans l'espace nul $\ddot{x}_{\aleph_c} \in \Re^r$, avec le degré de redondance r = n - m, sera utilisée pour garantir la contrainte du RCM. De plus, en multipliant l'équation (3.5) par la matrice J_A^{-T} , on peut obtenir une expression dynamique de l'espace opérationnel augmenté :

$$F_E = M_A \left(\ddot{x}_A - \dot{J}_A \dot{q} \right) + \left(J_A^{-1} \right)^T \left(\hat{C} J_A^{-1} \dot{x}_A + \hat{g} - \hat{\tau}_{EXT} \right)$$
(3.11)

Où,

$$M_E = (J_E^{-1})^T M J_E^{-1} = \begin{bmatrix} M_x & 0\\ 0 & V^T M V \end{bmatrix}$$
(3.12)

La forme diagonale de la matrice M_E prouve que la dynamique de l'espace nul et celle de l'espace opérationnel ont des inerties découplées.

3.2.2.2 Commande en admittance dans l'espace opérationnel

Dans des applications où le but est de suivre une trajectoire dans l'espace libre et d'appliquer une force spécifique par l'effecteur, la commande en position ou la commande en force pure sont des approches souhaitables [Ott, 2008]. Cependant, dans quelques cas, la dynamique d'interaction entre l'effecteur et l'environnement doit être contrôlée en apportant un comportement compliant au robot. Par exemple, dans le contexte de la chirurgie mini-invasive, une compliance à l'effecteur est souhaitable, puisque des mouvements inattendus du corps du patient, tels que la respiration, des mouvements involontaires ou des mouvements internes des organes, peuvent être dynamiquement compensés. De même, un comportement compliant prend en compte les différences de raideur dans le corps. Parmi les approches des commandes compliantes les plus utilisées, la commande en admittance cartésienne peut être utilisée pour activer un comportement dynamique désiré à l'effecteur, connu comme une admittance mécanique et caractérisée par une masse, un coefficient d'amortissement et une raideur. Comme expliqué dans le chapitre 1 (section 1.5), la boucle externe du système de commande doit satisfaire la fonction objectif suivante :

$$M_{d_x}\ddot{x}_e + D_{d_x}\dot{x}_e + K_{d_x}x_e = F_{EXT} \qquad x_e = x_r - x_{p_d} \tag{3.13}$$

Où M_d , D_d et K_d sont des matrices symétriques positives représentant respectivement les valeurs désirées d'inertie, d'amortissement et de raideur. $x_{p_d} \in \Re^m$ est la trajectoire virtuelle désirée pour l'extrémité de l'outil. Afin de fournir un bon niveau de précision quand l'extrémité de l'outil rentre en contact avec un environnement très souple, une boucle interne en position est intégrée [Chiaverini et al., 1999], comme suit :

$$\ddot{x}_{p_c} = \ddot{x}_r + k_{v_x}(\dot{x}_r - \dot{x}_p) + k_{p_x}(x_r - x_p)$$
(3.14)

 K_{p_x} et K_{v_x} sont les gains de cette boucle interne.

3.2.2.3 Intégration de la contrainte du RCM dans l'espace nul

Pour le cas de MIS, la minimisation des forces appliquées par l'outil chirurgical sur le corps du patient au niveau du RCM (trocart) est essentielle pour éviter de blesser le patient. Quand on utilise des robots sériels, une loi de commande appropriée pour préserver la commande du RCM doit être développée.

Nous proposons l'utilisation de l'espace nul pour intégrer une loi de commande permettant d'atteindre ou tenir compte de la contrainte du RCM. A travers la définition explicite de la dynamique de l'espace nul présentée précédemment, il est possible d'obtenir un meilleur suivi du comportement de cet espace nul en comparaison avec la définition conventionnelle qui en est donnée [Khatib, 1987].

La vitesse désirée de l'espace nul est définie comme $\dot{x}_{\aleph_d} = J_{\aleph}(q)\xi$, où ξ est un vecteur arbitraire utilisé pour optimiser une fonction objectif m(q). Comme le montre [Oh et al., 1998], la fonction ξ peut être représentée comme $\xi = kM^{-1}\nabla m(q)$, où k est le taux de convergence. Par conséquent, la vitesse désirée de l'espace nul peut être exprimée de la façon suivante :

$$\dot{x}_{\aleph_d} = kZ^T \nabla m(q), \qquad Z^T = \left(V^T M V\right)^{-1} V^T \tag{3.15}$$

En dérivant l'équation précédente, l'accélération désirée de l'espace nul est alors définie par :

$$\ddot{x}_{\aleph_d} = k \left(\dot{Z}^T \nabla m(q) + Z^T H_m \dot{q} \right)$$
(3.16)

Où H_m est la matrice hessienne de m(q).

Ainsi, le retour de l'espace nul au niveau de la vitesse peut être atteint par :

$$\ddot{x}_{\aleph_c} = \ddot{x}_{\aleph_d} + k_v \left(\dot{x}_{\aleph_d} - \dot{x}_{\aleph} \right) \tag{3.17}$$

Où k_v est un gain scalaire positif.

Afin de garantir la contrainte du RCM, la fonction objectif à minimiser m(q) est définie comme le carré de la distance minimale $D(q,P_t)$ entre la position du trocart $P_t \in \Re^3$ et l'outil chirurgical (figure 3.8) :

$$m(q) = D(q, P_t)^2 (3.18)$$

Un schéma bloc de l'approche améliorée est présenté à la figure 3.9. Il peut être observé que le retour dynamique de l'espace opérationnel et celui de l'espace nul, sont tous les deux intégrés.

3.2.3 Résultats de simulation

L'approche de commande proposée précédemment a été testée dans un simulateur développé sur le logiciel Matlab-Simulink³, nous en apportons une description détaillée dans l'annexe C. Dans le simulateur, nous utilisons le modèle dynamique du robot *Kuka LBR iiwa*. Les deux

^{3.} https://www.mathworks.com



Figure 3.8: Contrainte du RCM pendant l'insertion de l'outil dans le corps du patient : distance minimale D entre la position du trocart et l'outil



Figure 3.9: Schéma bloc de l'approche de commande améliorée. Le couple de commande τ est composé par le couple de commande de l'espace nul τ_{\aleph} et le couple de l'espace opérationnel τ_T , ainsi que par les couples de compensation des forces gravitationnelles, de Coriolis, centrifuges et des couples externes

raisons principales pour utiliser ce robot ont été sa condition redondante ainsi que ses capteurs de couple qui permettent d'appliquer des commandes en couple. La flexibilité des articulations ainsi que les frottements ont été négligés. Ce robot est composé de n = 7 articulations de type pivot. Puisque la dimension de l'espace opérationnel, relative à la position de l'effecteur, est m = 3, le degré de redondance est r = n - m = 4. La formulation conventionnelle de l'espace opérationnel (équation (3.3)) et la formulation étendue proposée, ont été intégrées, afin de comparer leurs performances selon les erreurs du mouvement de l'espace nul et de l'espace opérationnel.

Dans les deux cas, les valeurs d'impédance ont été ainsi définies afin d'obtenir un comportement

sous-amorti:

$$k_d = diag[300, 300, 300] \text{ N/m}, \quad M_d = M_x \text{ et } D_d = 2 \times 0.7 \sqrt{k_d M_d} \text{ Ns/m}$$

Les gains constants pour la boucle interne ont été ajustés à $K_{p_x} = diag[5000, 5000, 5000] \text{ s}^{-2}$ et $K_{v_x} = diag[15, 15, 15] \text{ s}^{-1}$, respectivement. Le temps d'échantillonnage a été défini à $T_s = 1 \text{ ms}$ (une vidéo des simulations est jointe à ce manuscrit).

Le premier cas d'étude est illustré à la figure 3.10, dans lequel une trajectoire linéique virtuelle a été définie pour une durée de 2 s, imposant à l'extrémité de l'outil d'effectuer une ligne droite (à vitesse constante) entre la position du RCM P_t et une position cible P_{cible} . Dans une expérience réelle, un système de capture de mouvement pourrait être considéré pour suivre la position du RCM.

La configuration articulaire initiale du robot est :



Figure 3.10: Premier cas d'étude en utilisant le modèle dynamique du robot *Kuka LBR iiwa R800*. Une trajectoire linéique désirée est donnée à l'extrémité de l'outil pendant que la contrainte du RCM est garantie

q(0) = [0.24, 0.8495, 0.6479, 2.2068, -1.1811, 0.8249, 0] rad

Dans ce cas, aucune force externe n'est appliquée à l'extrémité de l'outil.

Pour la formulation conventionnelle, les gains constants ont été choisis à $k_c = -7500 \text{ rad}^{-1} \text{m}^{-2}$

et $k_{v_c} = 5 \text{ (rad s)}^{-1}$. Pour l'approche étendue les constantes ont été ajustées à $k = -1500 \text{ kg s}^{-1}$ et $k_v = 50 \text{ s}^{-1}$.

La position du RCM et la position de la cible ont été ainsi définies :

$$P_t = [0, 0.5, 0.3] \text{ m}$$
 et $P_{cible} = [0, 0.6, 0.27] \text{ m}$

Les figures 3.11 à 3.14 montrent les résultats de simulation de la formulation conventionnelle ainsi que ceux de la formulation étendue pour le premier cas d'étude. Une comparaison de la minimisation de m(q) pour les deux formulations est montrée à la figure 3.11. L'approche étendue proposée offre clairement une convergence vers zéro plus rapide que l'approche de commande conventionnelle.

La figure 3.12 montre les erreurs de position dans l'espace opérationnel pour l'approche conventionnelle, où les perturbations sont observées au début et à la fin de la trajectoire, justifiées par le comportement compliant appliqué à l'effecteur du robot. L'approche améliorée présente des erreurs de position dans l'espace opérationnel d'amplitudes similaires à celles de l'approche conventionnelle; pour des raisons de clarté, elles ne sont pas affichées. De plus, les erreurs de positions cartésiennes montrées à la figure 3.12, dont les amplitudes tendent vers zéro durant l'étape transitoire, permettent de vérifier la consistance dynamique du contrôleur. Cette figure montre aussi des oscillations au début et à la fin de la trajectoire, qui sont provoquées par l'approche compliante activée à l'outil, et qui est plus évidente lors d'un démarrage et d'un freinage de trajectoire.

Les couples articulaires pour la formulation conventionnelle et ceux de la formulation étendue sont présentés dans les figures 3.13 et 3.14, respectivement, où le comportement des signaux de couples articulaires est plus moins variable pour le cas de l'approche améliorée, durant l'exécution de la trajectoire. Similairement à la figure 3.12, quelques pics ont été produits au début et à la fin de la trajectoire, provoqués par le comportement compliant intégré.

Dans le second cas d'étude (figure 3.15), la même trajectoire virtuelle utilisée dans le premier cas a été définie pour l'extrémité de l'outil. Cependant, contrairement au premier cas, pendant que l'outil est inséré, celui-ci est perturbé par la présence d'un objet représenté comme un « ressort en trois dimensions », appliquant une force $F_s = k_s X$, où $k_s = diag[0, 5, 5]$ N/m, à l'extrémité de l'outil, sur la période temporelle comprise entre 1 s et 2 s; à la fin de cette période, la perturbation est enlevée.

Les figures 3.16 à 3.19 présentent les résultats de simulation pour le second cas. Une comparaison de minimisation de m(q) dans les deux formulations est montrée à la figure 3.16. De façon similaire au premier cas, l'approche étendue proposée permet une convergence vers zéro plus rapide que l'approche conventionnelle, i.e. un meilleur suivi du mouvement dans l'espace nul. Les comportements en terme d'amplitude de l'erreur dans l'espace opérationnel sont similaires pour les deux formulations; la figure 3.17 montre les résultats pour l'approche conventionnelle. Les couples articulaires sont présentés dans les figures 3.18-3.19. Les erreurs de position dans l'espace opérationnel ainsi que les couples articulaires nous permettent d'identifier la période temporelle du contact entre l'objet et l'outil, entre temps = 1 s et temps = 2 s. Clairement, le comportement compliant appliqué au robot permet l'interaction dynamique avec l'objet, et quand le contact est nul, la position désirée est atteinte.



Figure 3.11: Minimisation de la fonction objectif m(q) pour le premier cas d'étude



Figure 3.12: Premier cas d'étude. Erreurs de position selon les axes X, Y et Z dans l'espace opérationnel pour l'approche conventionnelle

3.3 Conclusions

Nous avons traité dans ce chapitre la contrainte du point de passage, ou contrainte du RCM. Un intérêt particulier a été porté sur les applications médicales qui incluent cette contrainte, notamment pour la chirurgie mini-invasive assistée par robot. Nous avons proposé une approche de commande en couple pour des robots manipulateurs redondants, en prenant en compte que la contrainte du RCM soit garantie pendant que l'outil chirurgical exécute sa tâche.



Figure 3.13: Premier cas d'étude. Couples articulaires pour la formulation conventionnelle



Figure 3.14: Premier cas d'étude. Couples articulaires pour la formulation améliorée

Dans l'approche proposée, nous définissons la tâche de l'extrémité de l'outil comme étant la tâche principale alors que la contrainte du RCM est exécutée dans l'espace nul de cette tâche principale. Nous avons appliqué une méthode de définition explicite de la dynamique de l'espace nul, ce qui permet d'intégrer un retour de vitesse dans l'espace nul, en améliorant les performances de précision au niveau de la contrainte du RCM, en comparaison à des formulations classiques de l'espace nul.

Afin de valider l'approche améliorée, des simulations ont été effectuées. Nous avons pour cela considéré un robot *Kuka LBR iiwa R800*, en comparant la formulation proposée avec la formu-



Figure 3.15: Second cas d'étude : un objet externe compliant interfère avec la trajectoire désirée de l'extrémité de l'outil



Figure 3.16: Minimisation de la fonction objectif m(q) pour le second cas d'étude

lation conventionnelle de l'espace opérationnel. Les résultats de simulation montrent l'efficacité de la formulation explicite de la dynamique de l'espace nul, présentant une réduction importante



Figure 3.17: Second cas d'étude. Erreurs de position selon les axes X, Y et Z dans l'espace opérationnel pour l'approche conventionnelle



Figure 3.18: Second cas d'étude. Variations des couples articulaires pour la formulation conventionnelle

de l'amplitude de la fonction à minimiser m(q) et une annulation des oscillations au moment où l'outil revient à la position du RCM.

Dans le chapitre suivant, nous proposons une nouvelle approche de commande permettant d'exécuter la tâche de la contrainte du RCM dans le niveau de priorité souhaité, contrairement à l'approche présentée dans ce chapitre qui exécute la tâche de la contrainte dans l'espace nul d'une autre tâche de priorité supérieure.



Figure 3.19: Second cas d'étude. Couples articulaires pour la formulation améliorée

CHAPITRE 4

Commande du RCM par définition de priorité

Synthèse :

Afin d'assigner un niveau de priorité souhaité à la contrainte du RCM, incluant le niveau supérieur dans une commande multitâches, il est nécessaire de formuler la contrainte de telle sorte à pouvoir définir une jacobienne représentant la tâche qui garantit la contrainte.

Sommaire

4.1 Caractérisation cinématique précédente de la contrainte du RCM . 78	
4.2 Nouvelle caractérisation cinématique de la contrainte du RCM 79	(
4.3 Conception de la commande dynamique	I
4.3.1 Méthode de priorité stricte $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots $ 81	
4.3.2 Méthode d'augmentation de l'espace opérationnel	
4.4 Résultats de simulation	
4.4.1 Premier cas : espace de travail 2D	
4.4.2 Deuxième cas : espace de travail 3D	
4.5 Conclusions	

Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons proposé d'améliorer la performance du mouvement dans l'espace nul en introduisant une formulation augmentée avec retour de l'espace nul. Malgré ces améliorations, qui garantissent efficacement la contrainte du RCM, cette formulation ainsi que celle décrite dans [Michelin et al., 2004] ne fournissent pas une définition explicite de la cinématique de la tâche qui gouverne la contrainte; c'est-à-dire une matrice jacobienne, puisque ces formulations sont seulement basées sur l'optimisation d'une fonction objectif. Si nous analysons la hiérarchisation des tâches pour un robot chirurgical dédié avec un RCM mécanique, comme c'est le cas du système robotisé *Da Vinci*, on pourrait dire que la contrainte du RCM possède la priorité supérieure puisqu'elle est garantie par sa conception mécanique. Dans notre cas, si nous voulions donner la priorité supérieure à la tâche relative à la contrainte du RCM, il serait nécessaire de définir une matrice jacobienne pour cette tâche de priorité supérieure. L'absence d'une matrice jacobienne pour la tâche de contrainte du RCM génère des difficultés pour la prise en compte d'autres tâches utiles mais d'une priorité inférieure; en effet dans une structure hiérarchisable stricte, les matrices jacobiennes des tâches avec une priorité supérieure sont nécessaires pour calculer les projecteurs de l'espace nul (section 2.3.4.1).

Dans ce contexte, [Aghakhani et al., 2013] fournissent une caractérisation généralisée de la contrainte du RCM afin de définir les coordonnées du RCM comme l'espace opérationnel du robot. Cette approche a été appliquée pour un acte de chirurgie intraoculaire assistée par robot, comme présenté dans [Nasseri et al., 2014]. Cependant, sa dépendance à un paramètre représentant le taux d'insertion de l'outil dans le corps du patient rend impossible l'extrapolation de la méthode vers une approche de commande dynamique. [Azimian et al., 2010] fournissent une formulation générale de la cinématique du trocart, mais sa dépendance au calcul du plan tangent au corps rend difficile son application dans un contexte réel. Une autre méthode pour commander la contrainte du RCM à travers la minimisation de la contrainte de force a été proposée par [Cha and Yi, 2011], cependant cette méthode est applicable uniquement pour des robots non redondants.

Nous proposons ici une nouvelle caractérisation générale de la contrainte du RCM où une matrice jacobienne de la contrainte cinématique est définie seulement comme une fonction des positions articulaires du robot. Un algorithme comparable a été proposé par [Fahimi, 2008] pour l'évitement d'obstacles dans un espace de travail en 2D. Une méthode de résolution de la redondance avec hiérarchie stricte est appliquée (section 2.3.4.1), afin de définir la contrainte du RCM comme premier ordre de priorité et la trajectoire de l'extrémité de l'outil comme second ordre de priorité, de façon similaire à l'ordre hiérarchique des tâches que celui proposé dans le système da Vinci. Conformément à la structure hiérarchique stricte, d'autres tâches peuvent être réalisées dans des niveaux inférieurs de priorité, en utilisant la matrice jacobienne de la contrainte cinématique proposée pour calculer les projecteurs de l'espace nul. Une seconde méthode pour appliquer la contrainte du RCM dans l'espace opérationnel est proposée, à travers une méthode d'augmentation de l'espace opérationnel (section 2.3.1.2). Dans cette méthode, une nouvelle tâche augmentée peut être définie, composée par la tâche de contrainte du RCM et par la tâche relative à la trajectoire de l'extrémité de l'outil. Ceci est réalisé en fournissant le même ordre de priorité aux deux tâches, pendant que l'espace nul de la tâche augmentée peut être utilisé pour accomplir d'autres tâches additionnelles avec un niveau de priorité mineur. Une

partie des travaux présentés dans ce chapitre ont été publiés dans [Sandoval et al., 2017a] et [Sandoval et al., 2017b].

4.1 Caractérisation cinématique précédente de la contrainte du RCM

[Aghakhani et al., 2013] fournissent une formulation généralisée de la contrainte du RCM qui peut être appliquée au niveau vitesse. Cette méthode est expliquée brièvement ci-dessous.

On considère un manipulateur sériel de *n*-liaisons pivot insérant son corps *i*, c'est-à-dire l'outil, à travers le trocart positionné sur le corps du patient au point P_t , comme le montre la figure 4.1. Ainsi, la position du point P_{RCM} , localisée sur l'axe du corps i coïncidant avec le point P_t , peut être définie comme suit :

$$P_{RCM}(q) = P_i(q) + \lambda \left(P_{i+1}(q) - P_i(q) \right)$$
(4.1)

Où $q(t) \in \Re^n$ représente le vecteur de position articulaire du robot, pendant que le paramètre λ , défini entre 0 et 1, désigne le taux d'insertion du corps *i* dans le corps du patient. En dérivant l'équation précédente par rapport au temps, on obtient :

$$\dot{P}_{RCM} = \dot{P}_i + \dot{\lambda}(P_{i+1} - P_i) + \lambda(\dot{P}_{i+1} - \dot{P}_i)$$
(4.2)

Réécrivant cette équation en fonction des matrices jacobiennes J_i et J_{i+1} , représentant les relations entre les vitesses articulaires \dot{q} vers les vitesses \dot{P}_i et \dot{P}_{i+1} respectivement, une matrice jacobienne de la contrainte du RCM peut être définie ainsi :

$$\dot{P}_{RCM} = \begin{pmatrix} J_i + \lambda(J_{i+1} - J_i) \\ P_{i+1} - P_i \end{pmatrix}^T \begin{pmatrix} \dot{q} \\ \dot{\lambda} \end{pmatrix} = J'_{RCM}(q,\lambda) \begin{pmatrix} \dot{q} \\ \dot{\lambda} \end{pmatrix}$$
(4.3)

La définition de $J'_{RCM}(q,\lambda) \in \Re^{6 \times (n+1)}$ est utile pour développer une commande dans l'espace opérationnel de la contrainte du RCM, où la commande appliquée doit être réalisée de telle sorte que la minimisation de l'erreur de la tâche $e_t = P_t - P_{RCM}$ soit garantie.

Cependant, cette formulation ne peut être envisagée qu'au niveau cinématique, c'est-à-dire que l'intégration au niveau accélération ou couple n'est pas possible. En fait, la dépendance de λ dans la matrice jacobienne J'_{RCM} la rend inconsistante pour assurer la contrainte du RCM dans l'espace opérationnel dans une approche de commande dynamique.

Dans la section suivante, nous proposons une nouvelle formulation de la contrainte du RCM, dans laquelle la nouvelle matrice jacobienne est définie de telle sorte que la mise en œuvre dans une approche de commande dynamique est possible, i.e. qu'il y aura seulement une dépendance du vecteur des positions articulaires q.



Figure 4.1: Insertion de l'outil dans le corps du patient en MIS (où $l_i \in \Re$ est la longueur du corps i)

4.2 Nouvelle caractérisation cinématique de la contrainte du RCM

Contrairement à la formulation présentée par [Aghakhani et al., 2013], l'algorithme qui est présenté ci-dessous définit une matrice jacobienne pour la contrainte du RCM, seulement en fonction des coordonnées articulaires, où la tâche est maintenant définie comme la distance entre la position d'insertion P_t et son point de coïncidence $P_{RCM}(q)$ dans le corps *i* (outil).

La figure 4.2 présente la relation entre le corps i et la position du trocart P_t . Le vecteur unitaire \hat{l}_i peut être facilement défini comme $\hat{l}_i = \frac{P_{i+1}-P_i}{l_i}$. Ainsi, l'équation (4.1) peut être reformulée comme suit :

$$P_{RCM}(q) = P_i(q) + \lambda l_i \hat{l}_i \tag{4.4}$$

Où λl_i est calculée en projetant $(P_t - P_i)$ sur le corps *i*, i.e. $\lambda l_i = \hat{l}_i^T (P_t - P_i)$.

Une fois que la position P_{RCM} a été calculée, la distance minimale D entre P_{RCM} et P_t peut-être définie de la façon suivante :

$$D = \hat{D}^{T} (P_t - P_{RCM}) = \|P_t - P_{RCM}\|$$
(4.5)

Où \hat{D} est le vecteur unitaire dans la direction de P_{RCM} vers P_t (figure 4.2). Une nouvelle tâche t peut être définie comme la distance D, i.e. t = -D, où la valeur désirée pour la tâche t_d doit être telle que la coïncidence entre P_t et P_{RCM} ait lieu, i.e. $t_d = \dot{t}_d = \ddot{t}_d = 0$. La vitesse de la nouvelle tâche peut être obtenue en dérivant l'équation de la tâche t:

$$\dot{t} = -\hat{D}^T \left(\dot{P}_t - \frac{\partial P_{RCM}}{\partial q} \dot{q} \right)$$
(4.6)

La position P_t peut être considérée fixe comme le premier point d'insertion, comme dans le cas du système *Da Vinci* [Freschi et al., 2013], ou bien suivie par un système spécialisé pour prendre en compte des mouvements physiologiques.

Finalement, en admettant que $\dot{P}_t \approx 0$, une relation entre les vitesses articulaires et la vitesse de



Figure 4.2: Description géométrique de la contrainte du RCM, où la minimisation de D doit être assurée

la tâche peut être définie à travers une matrice jacobienne $J_{RCM}(q) \in \Re^{1 \times n}$, comme suit :

$$J_{RCM}(q) = \hat{D}^T \left(\frac{\partial P_{RCM}}{\partial q}\right) \tag{4.7}$$

A différence de la matrice jacobienne $J'_{RCM}(q,\lambda)$ définie dans l'équation (4.3), la nouvelle matrice jacobienne $J_{RCM}(q)$ dépend seulement du vecteur de positions articulaires q. Par conséquent, la mise en œuvre dans une approche de commande dynamique devient possible, comme il est montré dans la section suivante.

4.3 Conception de la commande dynamique

Dans cette section, deux approches de commande en couple sont suggérées pour appliquer la formulation proposée pour décrire la cinématique de la contrainte du RCM.

Dans la première, une priorité stricte est utilisée entre les tâches [Siciliano and Slotine, 1991] (section 2.3.4.1), dans laquelle la priorité supérieure est donnée à la tâche de la contrainte du RCM. Ainsi, la tâche intégrant la trajectoire de l'extrémité de l'outil est projetée dans l'espace nul de la tâche de priorité supérieure. De plus, des tâches additionnelles avec des priorités inférieures, comme la compliance articulaire ou l'évitement des limites articulaires, peuvent être appliquées dans l'espace nul des deux tâches précédentes.

Dans la seconde approche de commande proposée, la méthode classique d'augmentation de l'espace opérationnel [Siciliano and Khatib, 2008] est appliquée pour définir une nouvelle tâche de priorité supérieure, composée des deux tâches, celles réalisant la contrainte du RCM et celle réalisant la trajectoire de l'extrémité de l'outil, respectivement. De plus, des tâches additionnelles peuvent être projetées dans l'espace nul de la tâche augmentée.

4.3.1 Méthode de priorité stricte

Reprenons la définition du couple de commande $\tau_C \in \Re^n$ avec compensation des forces de Coriolis, centrifuges et gravitationnelles, ainsi qu'avec l'estimation des couples externes :

$$\tau_C = \tau_O + \hat{C}(q, \dot{q})\dot{q} + \hat{g}(q) - \hat{\tau}_{EXT}$$

$$\tag{4.8}$$

Avec l'entrée de la commande $\tau_O \in \Re^n$ composée par les couples particulier et homogène : $\tau_O = \tau_T + \tau_{\aleph}$.

En utilisant cette formulation, la contrainte du RCM est définie comme la tâche principale, c'est-à-dire avec le plus haut niveau de priorité, ce qui est comparable avec la priorisation du système robotique *da Vinci*, comme expliqué précédemment. La tâche secondaire consiste à commander la trajectoire de l'extrémité de l'outil chirurgical, réalisée dans l'espace nul de la tâche principale. De plus, les projecteurs de l'espace nul sont calculés et utilisés pour appliquer des tâches additionnelles, (ex. évitement d'obstacles, compliance dans le mouvement interne), sans perturber ni la première ni la seconde tâche. En utilisant la définition des projections augmentées présentées par [Siciliano and Slotine, 1991], et traitée par plusieurs auteurs en commande dynamique [Dietrich et al., 2012] [Sadeghian et al., 2013] [Mansard et al., 2009], une hiérarchie stricte est garantie entre les différents niveaux de priorité, c'est-à-dire qu'une tâche ne peut pas être perturbée par une autre tâche d'un niveau de priorité inférieur.

Si l'on reprend la définition présentée dans la section 2.3.4.1 du chapitre 2, une commande en couple avec hiérarchie stricte pour un nombre k de tâches en couple $\tau_1, \tau_2, \ldots, \tau_s$ peut-être ainsi définie :

$$\tau_O = \tau_T + \sum_{i=2}^k \left(I - J_{i-1}^A(q)^T \left(J_{i-1}^A(q)^{+T} \right) \right) \tau_i$$
(4.9)

La matrice $J_{i-1}^A^+(q)$ est la pseudo-inverse inertielle J_{i-1}^A . La matrice jacobienne augmentée $J_{i-1}^A \in \Re^{(m+1) \times n}$ peut-être définie comme suit :

$$J_{i-1}^{A}(q) = \begin{bmatrix} J_{1}(q) \\ J_{2}(q) \\ \vdots \\ J_{i-1}(q) \end{bmatrix}$$
(4.10)

Dans notre cas, $J_1(q) = J_{RCM}(q)$ est la matrice jacobienne définie dans (4.7), pendant que $J_2(q) \in \Re^{m \times n}$ correspond à la matrice jacobienne reliant les vitesses articulaires \dot{q} aux vitesses cartésiennes $\dot{x} \in \Re^m$ de l'extrémité de l'outil $(J_2(q) = J(q))$, avec m = 3.

La commande compliante définie dans le chapitre 1 (section 1.2.8) pour l'espace opérationnel est utilisée ici pour définir le couple de commande τ_2 exécutant le déplacement de l'extrémité de l'outil :

$$\tau_2 = J_2^T \left(\left(\frac{\partial P_2(x_{p_e})}{\partial x_p} \right)^T + D_2(\dot{x}_{p_d} - \dot{x}_p) \right)$$
(4.11)

Contrairement à la formulation du chapitre 1, nous avons ajouté la consigne en vitesse \dot{x}_{p_d} . Définissant la fonction potentielle $P_2(x_{p_e})$ comme :

$$P_2(x_{p_e}) = \frac{1}{2} x_{p_e}(q)^T K_2 x_{p_e}(q)$$
(4.12)

Avec $x_{p_e}(q) = x_{p_d} - x_p(q)$. Rappelant que x_{p_d} et $x_p(t)$ sont, respectivement, les trajectoires cartésiennes désirées et réelles de l'extrémité de l'outil. Ainsi, le couple de commande de la tâche exécutant le déplacement de l'extrémité de l'outil, basé sur cette loi de compliance, est finalement défini comme :

$$\tau_2 = J_2^T \left[K_2(x_{p_d} - x_p) + D_2(\dot{x}_{p_d} - \dot{x}_p) \right]$$
(4.13)

Par ailleurs, la commande compliante peut être appliquée à tout type de coordonnées. Nous pouvons donc appliquer cette loi de compliance aux coordonnées relatives à la tâche de la contrainte du RCM. Le couple de commande τ_T peut alors être écrit comme :

$$\tau_T = J_{RCM}^T \left(\left(\frac{\partial P_{RCM}(t_e)}{\partial t} \right)^T + D_1(\dot{t}_d - \dot{t}) \right)$$
(4.14)

Dans ce cas, la fonction potentielle $P_{RCM}(t_e)$ est définie ainsi :

$$P_{RCM}(t_e) = \frac{1}{2} t_e^{\ T} K_1 t_e \tag{4.15}$$

Avec $t_e = t_d - t$. D'où, on obtient finalement :

$$\tau_T = J_{RCM}^T \left[K_1(t_d - t) + D_1(\dot{t}_d - \dot{t}) \right]$$
(4.16)

Les lois de compliance des équations (4.13) et (4.16) sont régulées par les gains $K_{1,2}$ et $D_{1,2}$, représentant respectivement la raideur d'un ressort virtuel et un coefficient d'amortissement. La figure 4.3 montre le schéma bloc de cette commande proposée.



Figure 4.3: Schéma bloc de la commande proposée en appliquant une méthode de priorité stricte

4.3.2 Méthode d'augmentation de l'espace opérationnel

Contrairement à la méthode de priorité stricte, la méthode d'augmentation de l'espace opérationnel [Siciliano and Khatib, 2008] combine les coordonnées de la contrainte du RCM et de la position de l'extrémité de l'outil dans une tâche globale avec le plus haut niveau de priorité.

La matrice jacobienne augmentée $J_A(q) \in \Re^{(m+1) \times n}$ et la tâche globale $\dot{x}_A = [\dot{x}_p \ \dot{t}]^T$ peuvent être définies comme suit :

$$J_A(q) = \begin{bmatrix} J_2(q) \\ J_{RCM}(q) \end{bmatrix}, \qquad \begin{bmatrix} \dot{x}_p \\ \dot{t} \end{bmatrix} = J_A(q)\dot{q}$$
(4.17)

En appliquant la même commande compliante de la section précédente, le couple de commande de priorité supérieure devient :

$$\tau_1 = J_A^T \left[K_A (x_{A_d} - x_A) + D_A (\dot{x}_{A_d} - \dot{x}_A) \right]$$
(4.18)

Où K_A et D_A sont les gains d'impédance. De plus, les couples de commande avec priorités inférieures τ_i $(i \ge 2)$ peuvent être utilisés pour réaliser des tâches additionnelles, en appliquant l'équation (4.9). Bien que la méthode d'augmentation de l'espace opérationnel soit utile pour combiner des tâches et les assigner au même niveau de priorité, il est important de mentionner que des singularités algorithmiques peuvent apparaître quand des conflits non désirés ont lieu entre deux tâches dans certaines postures où quelques lignes de J_2 et J_{RCM} deviennent linéairement dépendantes, comme expliqué dans [Fahimi, 2008] [Siciliano and Khatib, 2008]. La figure 4.4 montre le schéma bloc de cette commande avec l'espace opérationnel augmenté.

4.4 Résultats de simulation

Dans cette section, la formulation proposée est testée en simulation (annexe C). Nous avons utilisé pour cela la même plateforme de simulation que celle évoquée au chapitre 3. Deux scéna-



Figure 4.4: Schéma bloc de la commande proposée en appliquant une méthode d'augmentation de l'espace opérationnel

rios ont été envisagés : en utilisant d'une part un manipulateur planaire à 4-DDL et d'autre part un robot Kuka LBR iiwa R800 à 7-DDL. Les deux méthodes de commande en couple proposées dans la section précédente ont été testées (priorité stricte, puis augmentation de l'espace opérationnel). En plus, une tâche avec un troisième niveau de priorité a été appliquée pour les deux méthodes. Cette 3^e tâche consiste en l'intégration d'une commande en compliance articulaire permettant de traiter les collisions avec le corps du robot. Le couple de commande de cette tâche est donné par :

$$\tau_{j} = N_{j} \left(K_{j} (q_{d} - q) - D_{j} \dot{q} \right) \tag{4.19}$$

Où j = 3 pour la méthode de priorité stricte et j = 2 pour la méthode d'augmentation de l'espace opérationnel. Dans les deux cas, q_d est la configuration articulaire désirée du robot et l'effet d'amortissement $D_j = d_j \hat{M}$ stabilise le mouvement interne, comme suggéré dans [Khatib, 1987]. Le temps d'échantillonnage pour les simulations a été de $T_s = 1$ ms.

Ainsi, pour les deux scénarios envisagés, l'organisation hiérarchique des tâches est illustrée à la figure 4.5, pour la méthode de priorité stricte, et à la figure 4.6, pour la méthode d'augmentation de l'espace opérationnel.

4.4.1 Premier cas : espace de travail 2D

Dans le premier scénario, un manipulateur planaire à 4-DDL insère son premier corps à travers un trocart situé au point $P_t = [2.4, 1]$ m, pendant qu'il réalise la trajectoire désirée de l'extrémité de l'outil, comme le montre la figure 4.7. Les gains d'impédance ont été ajustés avec les valeurs suivantes : $K_1 = 2000$ N/m, $D_1 = 150$ Ns/m, $K_2 = diag[5000, 5000]$ N/m et $D_2 = diag[150, 150]$ Ns/m.

Les gains d'impédance pour la méthode d'augmentation de l'espace opérationnel ont été définis à $K_A = diag[5000, 5000, 200\ 000]$ N/m et $D_A = diag[150, 150, 500]$ Ns/m.

De plus, les gains d'impédance articulaire pour la troisième tâche ont été de



Figure 4.5: Ordre hiérarchique des tâches pour la méthode des priorités strictes



Figure 4.6: Ordre hiérarchique des tâches pour la méthode d'augmentation de l'espace opérationnel

 $K_j = diag[20, 20, 20, 20]$ Nm/rad et $d_j = 500$ s⁻¹. Le degré de redondance disponible pour la tâche du plus bas niveau de priorité est de r = n - (m + 1) = 1. Pendant la durée de réalisation de la trajectoire désirée par le robot, aucun effet de raideur n'est appliqué dans la troisième tâche, i.e. $q_d = q$.

Une posture stable est alors atteinte et une nouvelle valeur fixe est assignée à $q_d = q$ (temps = 4.8 s). Pendant l'intervalle de temps compris entre 5 s et 7 s, une collision se produit entre le premier corps du robot et un objet compliant de raideur $k_e = 200 \text{ Nm/rad}$. La configuration initiale du robot est choisie comme suit : q(0) = [180, -60.55, -112.02, -7.42] deg.

Les figures 4.8 à 4.10 montrent les résultats de simulation pour le premier cas d'étude. La mini-



Figure 4.7: Cas d'étude en utilisant un modèle dynamique d'un robot planaire à 4-DDL, où chaque corps est modélisé comme une barre homogène de 1 kg. Les longueurs des corps 1, 2 et 3 sont de 1 m, la longueur du dernier corps est de 3 m. Pour la trajectoire, nous avons choisi $r_{désiré} = 0.5$ m

misation de la distance D, définie entre l'axe de l'outil et la position du trocart est affichée pour les deux méthodes de commande en couple (figure 4.8). Même si la méthode de priorité stricte montre une meilleure minimisation de la distance D, il apparaît cependant qu'une minimisation est atteinte pour les deux méthodes. Cependant, en utilisant la méthode d'augmentation de l'espace opérationnel, il est nécessaire d'utiliser une valeur de gain plus importante pour accomplir la tâche de contrainte du RCM, cela est une conséquence de la combinaison des tâches sans différence de priorité. Concernant l'erreur de position de l'extrémité de l'outil, il n'y a pas une différence significative entre les deux méthodes (figure 4.9). De même, la trajectoire est bien suivie pour les deux méthodes. La figure 4.10 montre les signaux des positions articulaires du robot, où des comportements similaires ont été trouvés pour les deux méthodes. De plus, l'effet de la tâche de compliance articulaire est évident pendant la collision, où une nouvelle configura-



Figure 4.8: Cas dans un espace de travail 2D. Minimisation de la distance D pour les deux méthodes de commande en couple

tion articulaire est adoptée. Une fois que la collision est finie, les positions articulaires retrouvent celles qu'elles avaient avant la collision.



Figure 4.9: Cas dans un espace de travail 2D. Trajectoires de l'extrémité de l'outil en X et Y pour les deux méthodes de commande en couple



Figure 4.10: Cas dans un espace de travail 2D. Valeurs de positions articulaires. Lignes continues : méthode de priorité stricte (MPS). Lignes pointillées : méthode d'augmentation de l'espace opérationnel (MAE)

4.4.2 Deuxième cas : espace de travail 3D

Dans le deuxième cas, le modèle dynamique du robot *Kuka LBR iiwa R800* a été utilisé. Ce robot a été choisi pour sa redondance, i.e. n = 7 liaisons pivot, ainsi que pour sa capacité à être commandé en couple. Dans ce cas (figure 4.11), le robot maintient un outil chirurgical sur son effecteur et l'insère à travers le trocart situé sur la position $P_t = [0, 0.5, 0.1]$ m. La trajectoire désirée de l'extrémité de l'outil dans le corps du patient jusqu'à une position désirée finale Cible = [0, 0.55, 0.05] m a été définie. Les gains d'impédance pour la méthode de priorité stricte ont été ajustes comme suit : $K_1 = 500$ N/m, $D_1 = 50$ Ns/m, $K_2 = diag[700, 700, 700]$ N/m et $D_2 = diag[70, 70, 70]$ Ns/m. Les gains d'impédance pour la méthode d'augmentation de l'espace opérationnel ont été fixés à $K_A = diag[700, 700, 700, 700 000]$ N/m et $D_A = diag[70, 70, 70, 200]$ Ns/m.

D'une façon similaire au premier cas présenté précédemment, une collision a lieu entre le troisième corps du robot et un objet compliant de raideur $k_e = 50 \text{ Nm/rad}$, entre 5 s et 7 s. Le degré de redondance disponible pour la tâche de priorité inférieure est r = n - (m + 1) = 3. Au début de l'expérience, la configuration articulaire désirée pour la tâche de compliance est fixée à $q_d = q$, provoquant une désactivation de l'effet compliant. Puis, lorsque la configuration articulaire devient stable (passés les 4.5 s), le vecteur est redéfini comme $q_d = q$ (temps = 4.5 s). Ce changement de q_d permet d'activer l'effet compliant. Les paramètres articulaires ont été choisis comme suit : $K_j = diag[100, 100, 100, 100, 100, 100, 100] \text{ Nm/rad et } d_j = 30 \text{ s}^{-1}$. De même, la configuration initiale du robot a été choisie à q(0) = [15.17, 31.88, 50.53, 115.90, -127.31, 49.02, 0] deg.

La minimisation de D est présentée à la figure 4.12, où il est mis en évidence une meilleure minimisation en utilisant la méthode de priorité stricte. Comme dans le cas précèdent, une grande



Figure 4.11: Second cas : le modèle dynamique du *Kuka LBR* est utilisée pour simuler une situation de commande où il est nécessaire de garantir en simultané la contrainte du RCM, réaliser la trajectoire de l'extrémité de l'outil et la compliance articulaire dans le cas d'une collision avec le corps du robot

valeur de gain est nécessaire pour garantir la contrainte du RCM pour la méthode d'augmentation de l'espace opérationnel. Même si des raisons logiques sont claires puisque dans cette méthode l'espace opérationnel n'est pas exclusivement réservé pour la tâche de contrainte du RCM, des valeurs importantes de gains utilisés pour garantir la tâche peuvent provoquer des instabilités dans la commande du système.

La figure 4.13 montre la trajectoire de l'extrémité de l'outil pour les deux méthodes, où on peut observer une petite déviation par rapport à la trajectoire désirée pendant la collision, provoquée par les effets dynamiques générés par les forces externes inconnues appliquées au corps du robot. Les positions articulaires sont présentées à la figure 4.14, où la tâche de compliance articulaire permet de reconfigurer les positions articulaires du robot pendant le contact et récupérer la configuration stable après la période de collision.

4.5 Conclusions

Une nouvelle formulation de la contrainte du RCM a été présentée. Le principal avantage de la formulation est qu'elle peut être intégrée dans des robots commandés en couple. Un autre avantage c'est l'utilité pour le calcul des projecteurs dans l'espace nul permettant d'appliquer d'autres tâches dans un niveau de priorité inférieur, selon le besoin. La MIS assistée par robot a



Figure 4.12: Minimisation de la distance D pour le cas d'espace de travail en 3D, en utilisant les deux méthodes de commande en couple



Figure 4.13: Cas d'espace de travail en 3D. Trajectoires de l'extrémité de l'outil en X, Y et Z pour les deux méthodes de commande en couple

été proposée comme application, où une contrainte du RCM a été générée pendant l'insertion de l'outil chirurgical dans le corps du patient. Des études préalables avaient l'objectif de garantir au mieux la contrainte du RCM comme une tâche secondaire projetée dans l'espace nul de la tâche primaire dédiée à la commande de la trajectoire de l'extrémité de l'outil. En utilisant la nouvelle formulation, la tâche de contrainte du RCM peut être définie dans le niveau de priorité souhaité. Deux approches de commande dynamique ont été suggérées pour l'intégration. Dans la première approche, avec une méthode d'hiérarchie de priorité stricte, la tâche de contrainte



Figure 4.14: Cas d'espace de travail en 3D. Valeurs de positions articulaires. Lignes continues : méthode de priorité stricte (MPS). Lignes pointillées : méthode d'augmentation de l'espace opérationnel (MAE)

du RCM a été définie dans le plus haut niveau de priorité, pendant que la tâche de la trajectoire de l'extrémité de l'outil a été projetée dans l'espace nul.

Dans la seconde méthode, une tâche globale a été définie comme la combinaison des deux tâches, afin d'assigner le même niveau de priorité à ces tâches. Une tâche du plus bas niveau de priorité a été définie pour les deux méthodes, intégrant une compliance articulaire quand des collisions désirées ou non désirées peuvent avoir lieu avec un corps du robot, préservant ainsi du mieux que possible la tâche chirurgicale. La formulation cinématique appliquée aux deux approches de commande en couple a été validée par simulation dans deux scénarios différents, en utilisant des robots avec des espaces de travail en 2D et en 3D, respectivement, montrant l'efficacité de la formulation cinématique.

Dans le chapitre suivant, nous explorons plus en détail l'exploitation de la redondance du robot pour avoir une compliance effective pendant que l'outil exécute la tâche chirurgicale et tout en garantissant la contrainte du RCM. Une nouvelle loi de commande compliante dans l'espace nul est donc proposée, utile pour les bras anthropomorphes à 7-DDL.
CHAPITRE 5

Bras anthropomorphe : compliance dans l'espace nul

Synthèse :

L'exploitation de l'espace nul de la jacobienne dans la mise en œuvre d'une commande en compliance s'avère très utile, lorsqu'il s'agit de préserver la tâche principale appliquée à l'organe terminal du robot et en particulier lorsque celui-ci est l'objet de collisions. Il est alors nécessaire de bien définir cette loi de compliance dans l'espace nul, afin d'obtenir les performances attendues, toujours en ayant un comportement compliant facilement interprétable.

Sommaire

5.1 La c	compliance dans l'espace nul	
5.1.1	Stratégie de compliance proposée	
5.2 Loi	de commande générale	
5.2.1	Validation de la compliance dans l'espace nul	
5.3 Plat	ceforme expérimentale – scénario de MIS	
5.3.1	Procédure de démarrage de la plateforme	
5.3.2	Système autonome	
5.3.3	Système télé-opéré	
5.4 Conclusions		

Introduction

Dans les chapitres 3 et 4, nous avons introduit la contrainte cinématique engendrée par le RCM. Nous avons proposé des méthodes permettant de garantir cette contrainte par la commande en couple d'un manipulateur redondant, pendant qu'une autre tâche régissant la trajectoire de l'organe terminal (OT) est effectuée dans son espace opérationnel. Globalement, le nombre de degrés de liberté utilisés pour accomplir ces tâches est de 5 : 3-DDL pour la trajectoire de l'OT (position) et 2-DDL pour restreindre son orientation afin de garantir la contrainte du RCM; seule la rotation propre de l'OT n'a pas d'influence sur cette contrainte cinématique.

Si l'on considère ces deux tâches comme constituant une « tâche globale », et indépendamment des méthodes de commande utilisées pour les accomplir, certains robots sont redondants par rapport à cette tâche globale, même si l'on bloque la rotation propre de l'OT. La redondance par rapport à cette tâche globale peut alors être exploitée de manière appropriée pour exécuter des stratégies visant à accomplir des tâches additionnelles qui sont complémentaires de la tâche globale dans le contexte applicatif concerné.

Lorsque le robot partage son espace de travail avec l'humain ou avec un environnement dynamique inconnu, une manière intéressante d'exploiter les degrés de redondance encore disponibles est d'appliquer un comportement compliant dans le corps du robot lors des contacts, tout en garantissant que la tâche globale soit accomplie.

Nous proposons dans ce chapitre une stratégie de commande compliante dans l'espace nul du robot, applicable à des bras anthropomorphes à 7-DDL. La redondance de ce type de robot est identifiable par le mouvement du coude, alors que le poignet et l'épaule restent dans une position fixe. La stratégie proposée permet de limiter le mouvement compliant du coude à un intervalle désiré, et selon le besoin. Cette stratégie est complémentaire mais indépendante des approches proposées dans les chapitres 3 et 4, puisque ces approches, garantissant la contrainte du RCM, seraient incluses dans la tâche globale.

5.1 La compliance dans l'espace nul

Plusieurs stratégies de compliance appliquées dans l'espace nul du robot sont proposées dans la littérature. Par exemple, [Sadeghian et al., 2014] ont proposé une commande en accélération pour intégrer une compliance dans l'espace nul, en utilisant des observateurs pour estimer les couples externes. Un contrôleur de multi-priorités en impédance sans l'utilisation de capteurs de force externe au niveau de l'OT a été proposé dans [Platt et al., 2011], dans lequel le premier niveau de priorité est donné à la commande en impédance cartésienne, alors que la commande en impédance articulaire est exécutée dans l'espace nul. Cependant, ces deux types d'approches sont fortement dépendantes d'une estimation fiable de la matrice d'inertie du robot. L'approche simplifiée de commande compliante, présentée précédemment dans la section 1.2.8 du chapitre 1, permet d'éviter l'estimation d'une matrice d'inertie désirée. Dans le chapitre 4, nous avons appliqué cette commande compliante simplifiée, définie en coordonnées articulaires, dans l'espace nul du robot pour activer une compliance lors des contacts avec le corps du robot. Néanmoins, l'efficacité d'une loi de compliance appliquée dans l'espace nul de la tâche globale, dépend de la cinématique du robot et du degré de redondance. Cela signifie que l'effet compliant de cette loi en présence des forces externes n'est pas garanti; car rappelons-nous qu'une tâche appliquée dans l'espace nul d'une tâche principale est exécutée en garantissant toujours que cela ne perturbe pas l'exécution de la tâche principale. Par conséquent, les forces externes appliquées dans le corps du robot doivent uniquement générer des mouvements dans l'espace nul du robot, autrement ces forces pourraient perturber la tâche globale.

La plupart des stratégies de compliance dans l'espace nul présentées dans la littérature sont définies en coordonnées articulaires, pour lesquelles une configuration articulaire désirée $q_d \in \Re^n$ est supposée être atteinte lorsqu'aucune force externe n'est appliquée. Cependant, cette condition n'est garantie que si q_d est contenu dans l'espace nul du robot. Par conséquent, le comportement compliant dans le corps du robot peut être difficile à interpréter. La difficulté majeure est donc, de choisir un q_d appartenant à l'espace nul, sachant que si le robot est en mouvement, cet espace nul n'est généralement pas invariable.

Une solution pour résoudre ce problème et permettre de définir une loi de compliance agissant dans l'espace nul du robot, est de calculer en ligne la configuration articulaire désirée, de telle sorte à garantir qu'elle soit toujours contenue dans l'espace nul du robot.

Une autre solution est de concevoir une loi de compliance utilisant un nouvel ensemble de coordonnées capables de représenter l'espace nul du robot. Dans le cas des bras anthropomorphes à 7-DDL, la représentation de l'espace nul peut être simplifiée lorsque les 6-DDL de positionnement de l'OT sont contrôlés par la tâche globale. Nous admettons que la rotation propre de l'OT est contrôlée par la tâche globale, même si elle n'a aucune influence dans la contrainte du RCM. Dans ce cas, le degré de redondance, déterminé par r = n - m = 7 - 6 = 1, est représenté à travers un unique angle, que l'on appellera « angle de bras » (en anglais il est souvent nommé swivel angle), correspondant à l'angle d'un plan enchaînant l'épaule-coude-poignet du robot et mesuré autour d'un axe défini entre l'épaule et le poignet du robot [Dahm and Joublin, 1997] (figure 5.1). En utilisant cette définition d'angle de bras, [Shimizu et al., 2008] ont proposé un algorithme pour calculer en ligne l'intervalle de l'angle de bras admissible, selon les limites articulaires du robot. Nous proposons donc de définir une loi de compliance plus intuitive, en fonction de cette unique coordonnée de l'espace nul. De plus, notre stratégie permet de contraindre le mouvement de l'angle de bras dans un intervalle choisi. Les limites de cet intervalle sont définies soit par l'utilisateur, par exemple pour prendre en compte les restrictions dans l'espace de travail du robot, ou soit en utilisant l'algorithme de [Shimizu et al., 2008] pour respecter les limites articulaires du robot.

5.1.1 Stratégie de compliance proposée

Comme mentionné précédemment, en supposant que l'on bloque la rotation propre de l'outil, la dimension de la tâche chirurgicale est m = 6, relative aux 6-DDL nécessaires pour contrôler le positionnement de l'outil. L'angle de bras $\psi \in \Re$ représentant le degré de redondance résultant, est mesuré autour de l'axe \hat{EP} passant par l'épaule et le poignet du robot, comme le montre la figure 5.1. En utilisant les relations géométriques, l'angle de bras est calculé comme suit :

$$\psi = \operatorname{sign}\left(\left(\vec{BE} \times \vec{EC}\right) \cdot \vec{EP}\right) \operatorname{arccos}\left(\frac{\left(\vec{BE} \times \vec{EP}\right) \cdot \left(\vec{EC} \times \vec{CP}\right)}{\|\vec{BE} \times \vec{EP}\|\|\vec{EC} \times \vec{CP}\|}\right)$$
(5.1)

Où \vec{BE} est le vecteur du bâti du robot à l'épaule, \vec{EC} est le vecteur de l'épaule au coude, \vec{EP} est le vecteur de l'épaule au poignet et \vec{CP} est le vecteur du coude du robot au poignet. Par définition, l'intervalle de ψ est $[-\pi, \pi]$; cependant tout cet espace ne peut pas être atteint à cause des limitations articulaires du robot. C'est pour cela que nous utilisons l'algorithme de [Shimizu et al., 2008] permettant de calculer en ligne l'intervalle de l'angle de bras admissible vis-à-vis des limites articulaires.

Contrairement aux travaux précédents proposant des approches de compliance dans l'espace nul définis en coordonnées articulaires, nous proposons de déterminer une loi de compliance en utilisant les coordonnées de l'angle de bras ψ . Cette définition permet de commander directement la compliance en termes de l'angle ψ actuel et des limites de l'intervalle admissible $\psi_{min}, \psi_{max} \in \Re$. Nous définissons une force virtuelle $F_{\psi} \in \Re^{3\times 1}$ afin de contraindre les mouvements du robot lorsque l'une des limites, ψ_{min} ou ψ_{max} , est atteinte. Cette force virtuelle F_{ψ} est appliquée au coude du robot, le long de son axe de rotation \hat{Z}_e . Ainsi, le couple de commande $\tau_s \in \Re^n$ intégrant cette loi de compliance est défini comme suit :

$$\tau_s = \left[\left(J_c^T F_\psi \right)^T \quad 0 \quad 0 \quad 0 \right]^T - \hat{\tau}_{EXT}$$
(5.2)

Où $J_c \in \Re^{3 \times 4}$ est la matrice jacobienne qui établit une relation entre les vitesses articulaires et les vitesses cartésiennes du coude. Les couples externes mesurés $\hat{\tau}_{EXT}$ sont inclus dans la loi de commande car ils déclenchent les mouvements dans l'espace nul.

Lorsque des forces externes agissent sur le corps du robot, le mouvement de l'angle de bras est autorisé tant que l'angle ψ reste dans l'intervalle admissible; par conséquent, la force virtuelle F_{ψ} doit être nulle car elle ne doit pas empêcher le mouvement provoqué par les forces externes. Une fois que l'une des deux limites ψ_{min} ou ψ_{max} est atteinte, l'amplitude de la force virtuelle F_{ψ} augmente pour contraindre le mouvement de l'angle de bras. Cette force virtuelle, reproduisant un comportement d'un système ressort-amortisseur, est définie comme suit :

$$F_{\psi} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & F_{\psi_z} \end{bmatrix}^T \longrightarrow F_{\psi_z} = \begin{cases} k_{\psi}(\psi_{min} - \psi) - d_{\psi}\dot{\psi} & \text{si } \psi \le \psi_{min} \\ k_{\psi}(\psi_{max} - \psi) - d_{\psi}\dot{\psi} & \text{si } \psi \ge \psi_{max} \\ 0 & \text{si } \psi_{min} < \psi < \psi_{max} \end{cases}$$
(5.3)

La force F_{ψ_z} est appliquée le long de l'axe de rotation du coude \hat{Z}_e . De plus, $k_{\psi} \in \Re$ et $d_{\psi} \in \Re$ sont respectivement les constantes positives de raideur et d'amortissement.

5.2 Loi de commande générale

En admettant que le robot dispose de capteurs de couple externes pour mesurer $\hat{\tau}_{EXT}$, notre couple de commande $\tau_C \in \Re^n$ est défini comme suit :

$$\tau_C = \tau_T + \tau_{\aleph} + C(q, \dot{q})\dot{q} + \hat{g}(q) - \hat{\tau}_{EXT}$$
(5.4)



Figure 5.1: Représentation de la redondance pour un bras anthropomorphe à 7-DDL. Pour une tâche principale utilisant les 6-DDL opérationnels, l'espace nul est représenté par l'angle de bras ψ . La force virtuelle F_{ψ} est appliquée afin de restreindre le mouvement de l'espace nul dans l'intervalle admissible de ψ

La tâche globale, incluant la position de l'extrémité de l'outil et la contrainte du RCM, est exécutée par $\tau_T \in \Re^n$. De plus, le couple $\tau_{\aleph} \in \Re^n$ permet d'intégrer la loi de compliance dans l'espace nul du robot. La compensation des couples externes se fait dans le but de réduire, voire d'annuler, les effets des forces externes dans la tâche globale.

Les coordonnées opérationnelles du robot sont représentées par $x = [x_p \ x_r] \in \Re^m$, de dimension de tâche m = 6, avec les coordonnées de position $x_p \in \Re^3$ et d'orientation $x_r \in \Re^3$ de l'outil.

Afin d'exécuter la tâche globale, nous proposons d'utiliser la stratégie de commande compliante (section 1.2.8), donnée par :

$$\tau_T = J^T \left(\left(\frac{\partial P(x_e)}{\partial x} \right)^T - D_x \dot{x} \right)$$
(5.5)

Où $D_x \in \Re^{m \times n}$ est une matrice diagonale définie positive et la fonction potentielle virtuelle $P(x_e)$ est définie en fonction de la différence entre les trajectoires cartésiennes désirée et actuelle $x_e = x_d - x$, avec $x_d = [x_{p_d} \ x_{r_d}]^T$ comme suit :

$$P(x_e) = \frac{1}{2} x_e^{T} K_x x_e$$
 (5.6)

Afin de définir une priorité supérieure à la tâche chirurgicale associée au couple τ_T sur la tâche dans l'espace nul associée au couple τ_{\aleph} , nous appliquons une projection de hiérarchie stricte. Ainsi, le couple de commande τ_s , intégrant la loi de compliance en coordonnées de l'angle ψ , est projeté dans l'espace nul à travers le projecteur $N(q) \in \Re^{n \times n}$:

$$\tau_{\aleph} = N(q)\tau_s = \left[I - J(q)^T \left(J(q)_M^+\right)^T\right]\tau_s$$
(5.7)

Nous avons utilisé la matrice pseudo-inverse inertielle $J(q)_M^+ \in \Re^{n \times m}$ afin de garantir la propriété de consistance dynamique (section 2.3.3.2).

5.2.1 Validation de la compliance dans l'espace nul

Dans cette expérimentation, nous avons voulu vérifier la performance de la stratégie de compliance dans l'espace nul. À cet effet, nous fixons la position et l'orientation de l'outil à : $x_{p_d} = [-0.46, 0.38, 0.11] \text{ m et } x_{r_d} = [-2.95, 0.03, 0.36] \text{ rad.}$ Les paramètres de compliance pour l'outil ont été ajustés à $K_x = \text{diag}[(3000, 3000, 3000) \text{ N/m}, (300, 300, 300) \text{ Nm/rad}]$ et $D_x = \text{diag}[(30, 30, 30) \text{ Ns/m}, (3.5, 3.5, 3.5) \text{ Nm s/rad}]$. Ces valeurs intègrent un comportement relativement rigide de l'outil, sachant que la gamme de raideur du fabricant permet d'aller jusqu'à 5000 N/m en position et à 300 Nm/rad en orientation. Les valeurs de compliance choisis pour la stratégie de compliance sont : $k_{\psi} = 150 \text{ N/rad}$ et $d_{\psi} = 5 \text{ N/rad/s}$. Ces valeurs ont été choisies de manière empirique, de telle sorte que l'opérateur ne ressente pas une force trop abrupte lorsqu'il atteint les limites de l'intervalle admissible.

Dans la première partie de l'expérience (temps < 105 s), la loi régissant le comportement de la force virtuelle F_{ψ} (équation (5.3)) est appliquée, contraignant le mouvement de l'angle de bras à rester dans l'intervalle désiré $[\psi_{minf}, \psi_{maxf}]$. Ces limites ont été fixées respectivement à $\psi_{minf} = -0.6$ rad et $\psi_{maxf} = 0.3$ rad. Dans un second temps, lorsque temps > 105 s, la loi de la force virtuelle est désactivée $(F_{\psi_z} = 0)$; l'opérateur peut donc modifier librement la configuration de l'espace nul, même en dépassant les limites $[\psi_{minf}, \psi_{maxf}]$.

La figure 5.2 montre le comportement de l'angle de bras. On peut observer que cet angle de bras débute l'expérience à l'intérieur de l'intervalle admissible : $\psi_{minf} < \psi < \psi_{maxf}$. Au temps = 48 s, un opérateur entre en contact avec le corps du robot, au niveau de la zone du coude, en modifiant la configuration de l'espace nul.

La figure 5.3 montre l'évolution de la force virtuelle F_{ψ_z} . Comme définie à l'équation (5.3), l'amplitude de la force augmente une fois que l'une des limites de l'intervalle admissible de l'angle de bras est atteinte, contraignant l'intention de l'opérateur. En comparant les figures 5.2 et 5.3, nous pouvons observer que l'amplitude de la force virtuelle augmente quand l'opérateur tente de dépasser les limites de l'intervalle; cela est mis en évidence dans la figure 5.3 à travers les pics générés dans le signal de F_{ψ_z} . En fait, l'augmentation de l'amplitude de la force virtuelle F_{ψ_z} , agissant dans une direction opposée à celle de la force appliquée par l'opérateur, permet de restreindre le mouvement de l'angle de bras à travers un comportement compliant. A partir du temps = 66 s et jusqu'au temps = 78 s, l'opérateur relâche le corps du robot. Selon le comportement de compliance, l'angle de bras devrait directement récupérer sa position d'équilibre,

c'est-à-dire la limite dépassée ψ_{minf} , mais l'angle de bras se stabilise à une valeur constante différente de ψ_{minf} , générant une force virtuelle résiduelle constante $F_{\psi_z} \neq 0$. Ce phénomène est provoqué par les frottements des articulations, ayant des amplitudes plus grandes que les couples additionnels générés par la tâche de compliance τ_{\aleph} . De plus, la figure 5.4 montre l'erreur de position cartésienne x_{p_e} , définie comme la différence entre les positions désirée et actuelle de l'extrémité de l'outil : $x_{p_e} = x_{p_d} - x_p$.

Afin d'évaluer la précision de la tâche de compliance cartésienne, l'erreur quadratique moyenne



Figure 5.2: Comportement de l'angle de bras ψ pour une position cartésienne fixe de l'outil $x = [x_{p_d} \ x_{r_d}]^T$

(RMSE) de la position cartésienne de l'extrémité de l'outil $RMSE_{\lambda_{x_p}}$ a été calculée comme suit :

$$RMSE_{\lambda_{x_p}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{k} \|x_{p_i} - x_{p_{d_i}}\|^2}{k}}$$
(5.8)

Les résultats obtenus de cette erreur quadratique sont présentés dans le tableau 5.1. L'erreur a été calculée pour deux intervalles de temps différents : avec et sans l'activation de la loi de compliance dans l'espace nul (régie par F_{ψ}). De plus, nous avons répété l'expérience pour 5 positions différentes de l'OT, où la « Posture 1 » correspond à la position (et orientation) fixées pour obtenir les résultats des figures 5.2 à 5.4. On peut observer que chacune des postures génère des intervalles admissibles différents $[\psi_{min}, \psi_{max}]$ calculés selon les limites articulaires. De même, les limites utilisées pour restreindre le mouvement de l'angle de bras ($\psi_{minf} = -0.6$ rad et $\psi_{maxf} = 0.3$ rad) sont toujours contenues dans cet intervalle.

5.3 Plateforme expérimentale – scénario de MIS

Nous nous plaçons dans un exemple d'application de chirurgie mini-invasive assistée par robot. Dans ce cadre, l'avantage d'utiliser une stratégie de compliance dans l'espace nul est de permettre



Figure 5.3: Force virtuelle F_{ψ_z} projetée dans l'espace nul de la tâche globale pour restreindre le mouvement de l'angle de bras ψ à l'intérieur de l'intervalle $[\psi_{minf}, \psi_{maxf}]$



Figure 5.4: Erreur de position cartésienne x_{p_e} calculée comme la différence entre les positions désirée x_{p_d} et actuelle x_p de l'extrémité de l'outil

au robot et à l'équipe médicale de partager le même espace de travail, même durant l'acte chirurgical, sans perturber les performances de la tâche effectuée par l'outil. Dans ce contexte, un contact peut avoir lieu pour multiples raisons : des collisions accidentelles entre le robot et l'environnement, comme par exemple avec l'équipement médical, des contacts désirés avec le personnel médical pour modifier la configuration articulaire du robot, entre autres.

La figure 5.5 illustre un système de télé-opération pour MIS assistée par robot. L'expert médical,

Fixation	Intervalle	$RMSE_{\lambda_{x_p}}$ (mm)	
de l'OT (6 DDI)	$[\psi_{min}, \psi_{max}]$	Loi de	Loi de
(0-DDL)	(lau)	activée	désactivée
			4054001700
Posture 1	[-2.47, 2.88]	1.6 ± 0.3	1.7 ± 0.4
Posture 2	[-1.79, 2.97]	1.7 ± 0.4	1.9 ± 0.3
Posture 3	[-1.78, 2.97]	1.4 ± 0.3	1.3 ± 0.4
Posture 4	[-2.56, 2.56]	1.4 ± 0.4	2.0 ± 0.3
Posture 5	[-2.28, 2.96]	2.0 ± 0.3	2.0 ± 0.3

CHAPITRE 5. BRAS ANTHROPOMORPHE : COMPLIANCE DANS L'ESPACE NUL

Table 5.1: Erreur quadratique moyenne (RMSE) relative à la précision de la position cartésienne

situé au « Site expert », utilise un *dispositif maître* pour télé-opérer le bras qui exécute la tâche chirurgicale (globale) sur le patient. Comme évoqué précédemment, toutes les approches de commande peuvent être appliquées pour exécuter la tâche globale et garantir ainsi la contrainte du RCM, comme par exemple les deux approches proposées respectivement dans les chapitres 3 et 4. Pour des raisons de simplicité de mise en œuvre et sachant que l'intérêt est ici de valider la stratégie de compliance dans l'espace nul, nous utilisons la formulation par commande en orientation (chapitre 3, section 3.2.1).

Le schéma bloc de la figure 5.6 représente l'architecture de commande proposée. Le dispositif



Figure 5.5: Représentation d'un système de télé-opération pour la chirurgie mini-invasive assistée par robot

maître est en charge de produire la trajectoire désirée de référence pour l'extrémité de l'outil x_{p_d} selon la procédure chirurgicale à exécuter. Basé sur x_{p_d} et la position du trocart P_t , un interpolateur polynomial, détaillé dans l'annexe D, calcule la trajectoire désirée en coordonnées

opérationnelles x_d . Le couple de commande τ_T , permettant d'exécuter la tâche chirurgicale, et le couple de commande τ_{\aleph} , relatif au contrôleur de la compliance dans l'espace nul, composent le couple de commande total τ_C envoyé au robot. Ce dernier est complété par les couples de compensation des effets dynamiques (effets de centrifuges, de Coriolis et gravitationnels), ainsi que par les couples externes estimés.

La plateforme expérimentale que nous avons utilisée, appartenant au laboratoire NearLab du



Figure 5.6: Schéma bloc représentant l'architecture de commande proposée pour intégrer la tâche globale et la stratégie de compliance dans l'espace nul

Politecnico di Milano, est présentée à la figure 5.7. Nous utilisons un robot Kuka LWR 4+, de cinématique anthropomorphe à 7-DDL, pour effectuer la tâche globale. Pour le dispositif maître, employé par l'expert pour envoyer les consignes de position de l'extrémité de l'outil, nous utilisons le bras Sigma.7 de Force Dimension¹. Une webcam RGB permet de visualiser l'espace de travail du robot (table opératoire), l'expert ayant ainsi un retour visuel de l'acte chirurgical. Nous avons simulé des tâches chirurgicales à exécuter par l'extrémité de l'outil par des trajectoires virtuelles désirées. Pour cela nous avons utilisé un node en ROS^2 , développé par [Enayati et al., 2017]. Afin de définir l'espace de génération des trajectoires, nous avons utilisé un tableau marqueur de type arUco [Garrido-Jurado et al., 2014]. Ce tableau est reconnu par la webcam permettant de définir un repère de tâche. Un recalage entre les repères du robot et de la tâche est ensuite effectué. Ainsi, le retour visuel fournit à l'expert : la vidéo de la scène d'opération acquise en ligne par la caméra, la position du trocart P_t , la trajectoire désirée x_{p_d} et la trajectoire parcourue par l'extrémité de l'outil, comme le montre la figure 5.7. Pour plus de détails sur le matériel informatique et le logiciel utilisé dans la plateforme expérimentale, nous invitons le lecteur à consulter l'annexe D de ce manuscrit.

5.3.1 Procédure de démarrage de la plateforme

Dans cette section, nous proposons une procédure de préparation pour démarrer la plateforme pour une application chirurgicale. Cette procédure est composée de deux étapes séquentielles : une « étape pré-opérative » et une « étape opérative » (figure 5.8).

^{1.} https://www.forcedimension.com

^{2.} http://www.ros.org/



Figure 5.7: Plateforme expérimentale composée, principalement du robot Kuka LWR 4+ et du dispositif maître Sigma.7

Pendant l'étape pré-opérative, le robot est synchronisé avec la position du trocart. Un mode de fonctionnement de type « hands-on » (voir, pour des applications médicales [Fujii et al., 2013] [Petersen et al., 2016] [Cobb et al., 2006]) est activé, permettant à l'opérateur de déplacer librement le robot à la main. Ce mode de mouvement est activé en réglant le couple de commande comme : $\tau_C = \hat{C}(q,\dot{q}) + \hat{g}(q)$. Puis, l'utilisateur déplace manuellement l'outil du robot jusqu'à la position du trocart, de telle sorte que l'extrémité de l'outil coïncide avec le trocart. La cinématique directe est alors utilisée pour calculer la position de l'extrémité de l'outil dans le repère principal du robot et cette position est enregistrée comme la position P_t utilisée par le contrôleur.

Une fois que la position d'incision désirée est enregistrée dans le contrôleur, l'étape pré-opérative est complétée. La loi de commande de l'équation (5.4) est ensuite activée pour passer à l'étape opérative, c'est-à-dire à l'exécution de la tâche définie.

5.3.2 Système autonome

Nous proposons ici une première expérimentation de la plate forme en « mode autonome », c'est-à-dire que l'extrémité de l'out il chirurgical suit la trajectoire désirée de façon autonome, autrement dit, le disposit if maître n'est pas utilisé. Pendant que l'extrémité de l'out il exécute la trajectoire, un opérateur entre en contact avec le corps du robot pour changer la configuration de l'espace nul, en variant son angle de bras ψ . La compliance dans l'espace nul est vérifiée quand les limites de l'intervalle de ψ sont dépassées. Il est important de mentionner que l'algorithme présenté dans [Shimizu et al., 2008] a été utilisé ici pour calculer les limites d'intervalle du mou-



Figure 5.8: Procédure d'utilisation et les deux étapes séquentielles : « l'étape pré-opérative » et « l'étape opérative »

vement de l'angle de bras $[\psi_{min}, \psi_{max}]$. Cependant, ces limites ne sont pas utilisées comme limites de l'intervalle admissible, puisque leur calcul est basé sur les limitations articulaires, et le dépassement de ces limites peut provoquer des dégâts aux articulations du robot. Par conséquent, nous définissons des limites fixes $[\psi_{minf}, \psi_{maxf}]$, avec $\psi_{minf} > \psi_{min}$ et $\psi_{maxf} < \psi_{max}$. Les valeurs utilisées dans la section 5.2.1 pour les paramètres de compliance et les limites de l'intervalle sont conservées. Nous avons effectué trois différentes tâches (trajectoires), comme le montre la figure 5.9.

Les résultats de l'expérience montrés dans les figures 5.10 à 5.13 correspondent aux résultats obtenus pour la tâche 2 montrée à la figure 5.9. La figure 5.10 montre le comportement de l'angle de bras pendant l'expérience. La figure 5.11 présente le comportement de la force virtuelle F_{ψ_z} appliquée le long de l'axe de l'articulation du coude. D'une manière similaire à l'expérience de la section 5.2.1, la valeur de l'angle de bras démarre dans l'intervalle admissible : $\psi_{minf} < \psi < \psi_{maxf}$. Puis, l'opérateur médical déplace le corps du robot, modifiant la configuration de l'espace nul. Pendant l'expérience, les limites de l'angle de bras sont dépassées dans deux intervalles de temps. D'abord, durant 79.2 s $\leq temps \leq 138.5$ s, la limite ψ_{minf} est dépassée, générant une force virtuelle F_{ψ_z} positive qui bloque l'intention de l'opérateur. De même, la limite ψ_{maxf} est dépassée pendant 160.8 s $\leq temps \leq 182.6$ s, produisant une force F_{ψ_z} négative, comme il est observé à la figure 5.11.

De plus, les figures 5.12 et 5.13 montrent respectivement les erreurs de position cartésienne x_{p_e} et de la contrainte du RCM E_{P_t} . Cette dernière erreur est calculée comme la distance minimale entre la position du trocart P_t et l'axe de l'outil \vec{u}_c :

$$E_{P_t} = \|(P_t - x_p) \times \hat{u}_c\|$$
(5.9)

Où \hat{u}_c est le vecteur unitaire de l'axe de l'outil.

Nous remarquons que l'erreur maximale de position cartésienne x_{p_e} est de l'ordre de 2 mm. Dans le cas de l'erreur de la contrainte du RCM, celui-ci ne dépasse jamais les 6 mm. Ces va-



Figure 5.9: Représentation d'un scénario chirurgical dans lequel un opérateur modifie « l'angle de bras » du robot pendant que celui-ci exécute une tâche avec l'extrémité de son outil. Les trois tâches (Tâche 1, 2 et 3), affichées en bas de la figure, ont été exécutées



Figure 5.10: Mode autonome. Comportement de l'angle de bras ψ

leurs d'erreurs sont du même ordre de grandeur que celles trouvées dans des études précédentes



Figure 5.11: Mode autonome. Force virtuelle F_{ψ_z} projetée dans l'espace nul de la tâche globale pour contraindre le mouvement dans l'espace nul une fois que les limites de l'intervalle $[\psi_{minf}, \psi_{maxf}]$ sont dépassées

[Azimian et al., 2010] [Locke and Patel, 2007]. Il est important aussi de mentionner que ces erreurs sont très dépendantes des paramètres de compliance utilisés dans les tâches de commande.

De manière similaire au calcul de l'erreur quadratique moyenne (RMSE) de la position carté-



Figure 5.12: Mode autonome. Erreur de position cartésienne x_{p_e} calculée comme la différence entre la position désirée x_{p_d} et l'actuelle x_p de l'extrémité de l'outil

sienne de l'extrémité de l'outil $RMSE_{\lambda_{x_n}}$, nous pouvons définir une RMSE pour la contrainte

du RCM, comme suit :

$$RMSE_{\lambda_{P_t}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^k \|E_{P_{t_i}}\|^2}{k}}$$
(5.10)

Où k est le nombre de données collectées, $E_{P_{t_i}}$ correspondant à la i^e erreur de contrainte du



Figure 5.13: Mode autonome. Erreur de position E_{P_t} dans la contrainte du RCM calculée comme la distance minimale entre la position du trocart P_t et l'axe de l'outil \vec{u}_c

RCM. Les erreurs $RMSE_{\lambda_{P_t}}$ et $RMSE_{\lambda_{x_p}}$ ont été calculées pour les trois tâches exécutées et sont présentés dans le Tableau 5.2.

Tâche	$RMSE_{\lambda_{x_p}}$ (mm)	$RMSE_{\lambda_{P_t}}$ (mm)
1	1.8 ± 0.3	3.8 ± 0.5
2	1.6 ± 0.3	3.2 ± 0.4
3	1.8 ± 0.4	3.6 ± 0.7

Table 5.2: Mode autonome. Erreur quadratique moyenne (RMSE) relative à la précision de la position cartésienne et la précision de la contrainte du RCM

5.3.3 Système télé-opéré

Contrairement à l'expérimentation proposée dans la section précédente, dans laquelle le robot suivait de façon autonome les trajectoires définies pour l'extrémité de l'outil, ici c'est l'expert qui génère à distance ces trajectoires en envoyant les consignes avec le dispositif maître. Nous avons répété les mêmes trois tâches exécutées dans le « mode autonome », en conservant les mêmes paramètres de compliance. Quant aux les limites de l'intervalle admissible, cette fois-ci ont été fixés à : $\psi_{minf} = -0.2$ rad et $\psi_{maxf} = 0.6$. De plus, les trois tâches ont été exécutées de manière séquentielle.

Pendant l'exécution de chaque tâche, un opérateur déplace le coude du robot de sorte qu'il dépasse les limites de l'intervalle admissible. À la figure 5.14 nous montrons le comportement de l'angle de bras pendant l'expérience. Il peut être observé que la stratégie de compliance, appliquée à travers la force F_{ψ_z} dont son évolution est montrée à la figure 5.15, restreint effectivement l'angle de bras dans l'intervalle admissible $[\psi_{min}, \psi_{max}]$. Les pics de majeures amplitudes de la force virtuelle représentent l'intention de l'opérateur de dépasser les limites de l'espace admissible, malgré la force virtuelle qui s'oppose à son intention.

La minimisation de l'erreur au niveau de la contrainte du RCM, quant à elle, est affichée à la figure 5.16. De plus, son erreur quadratique RMSE pour l'exécution des trois tâches est affichée au tableau 5.3. Nous montrons aussi l'erreur de position de l'extrémité de l'outil (figure 5.17), sachant que cette fois-ci la position désirée x_{p_d} est la consigne envoyée par l'expert. Par conséquent, cette erreur représente la précision de la commande intégrée dans le système, et ne mesure pas la performance d'un expert « lambda » qui exécute la tâche, ce qui n'est pas de notre intérêt d'analyse. De plus, l'ordre de grandeur des erreurs présentées au tableau 5.3 coïncide avec celui trouvé dans le « mode autonome » présentées dans la section précédente.



Figure 5.14: Mode télé-opéré. Comportement de l'angle de bras ψ

Tâche	$RMSE_{\lambda_{x_p}}$ (mm)	$RMSE_{\lambda_{P_t}}$ (mm)
1	1.8 ± 0.3	2.7 ± 0.5
2	1.9 ± 0.3	3.2 ± 0.4
3	1.6 ± 0.4	2.5 ± 0.7

Table 5.3: Mode télé-opéré. Erreur quadratique moyenne (RMSE) relative à la précision de la position cartésienne et la précision de la contrainte du RCM



Figure 5.15: Mode télé-opéré. Force virtuelle F_{ψ_z} projetée dans l'espace nul de la tâche globale pour contraindre le mouvement dans l'espace nul une fois que les limites de l'intervalle $[\psi_{minf}, \psi_{maxf}]$ sont dépassées



Figure 5.16: Mode télé-opéré. Erreur de position E_{P_t} dans la contrainte du RCM calculée comme la distance minimale entre la position du trocart P_t et l'axe de l'outil \vec{u}_c

5.4 Conclusions

Ce chapitre propose une stratégie de commande compliante appliquée dans l'espace nul d'une tâche globale à 6-DDL, pour le cas d'utilisation d'un bras anthropomorphe à 7-DDL. Ainsi, le coude du robot peut être déplacé manuellement sans dégrader la performance de la tâche globale. Cette stratégie est complémentaire des approches proposées dans les chapitres 3 et 4, garantis-



Figure 5.17: Mode télé-opéré. Erreur de position cartésienne x_{p_e} calculée comme la différence entre la position désirée x_{p_d} et l'actuelle x_p de l'extrémité de l'outil

sant la contrainte du RCM, puisque ces approches peuvent être intégrées dans la tâche globale. Contrairement aux stratégies classiques définies en coordonnées articulaires, cette stratégie innovante est définie en coordonnées de l'angle de bras. Cette définition permet de restreindre le mouvement de l'espace nul d'une façon très intuitive, définissant un intervalle admissible désiré. Les limites de cet intervalle peuvent être définies par l'utilisateur, par exemple pour respecter des restrictions dans l'espace de travail du robot, ou calculées en ligne pour respecter les limites articulaires du robot. Comme exemple d'application, nous nous sommes placés à nouveau dans le cadre d'une chirurgie mini-invasive assistée par robot, et nous avons réalisé des expériences sur une plateforme robotisée, simulant un scenario chirurgical, dans laquelle l'expert télé-opère la trajectoire de l'extrémité de l'outil à travers un « dispositif maître », alors que la contrainte du RCM est garantie en calculant l'orientation de l'outil à partir de cette trajectoire et de la position du trocart. Pendant que l'expert télé-opère le robot chirurgical, des forces externes sont appliquées autour du coude du robot, afin de vérifier la stratégie de compliance proposée.

Conclusion et perspectives

Les travaux de thèse présentés dans ce manuscrit portent sur la commande en couple de robots redondants, et deux principales problématiques ont été traitées : d'abord, la recherche d'approches de commande incluant une contrainte du RCM imposée à l'OT du robot, et deuxièmement, la définition d'une stratégie de compliance dans l'espace nul pour prendre en compte les interactions physiques du robot avec son environnement.

Pour la première problématique, nous avons développé deux approches permettant de prendre en compte une contrainte du RCM dans la commande du robot. Cette contrainte, imposée à l'outil tenu par l'OT du robot, doit être garantie pendant que l'extrémité de l'outil exécute une tâche de positionnement. Dans la première approche, présentée dans le chapitre 3, nous avons exploré l'exploitation de l'espace nul pour garantir la contrainte. Cette solution évite des problèmes de singularité qui peuvent apparaître lorsque l'on commande l'orientation de l'outil avec des coordonnées angulaires classiques. Nous avons défini, comme fonction à minimiser dans l'espace nul, la distance (minimale) entre l'axe de l'outil et la position désirée du RCM. Ceci est un avantage puisque l'erreur est une représentation directe de la précision au niveau de la contrainte du RCM. Afin d'améliorer la minimisation de cette erreur, nous avons opté pour utiliser une méthode de résolution de la redondance, permettant d'avoir une définition explicite de la cinématique et de la dynamique de l'espace nul. Cette définition explicite a permis d'intégrer une boucle fermée avec un retour en vitesse pour l'espace nul. Nous avons démontré que cette formulation permet une meilleure minimisation de l'erreur en comparaison à une formulation classique de résolution de la redondance.

Dans l'approche proposée au chapitre 3, la prise en compte de la contrainte du RCM est assurée dans l'espace nul du robot, ce qui donne une priorité secondaire à la contrainte. Nous avons alors développé une seconde approche (chapitre 4), permettant d'assigner librement le niveau de priorité souhaité à la contrainte. Pour cela, nous avons proposé une formulation cinématique de la contrainte du RCM, ce qui nous a donné la définition d'une matrice jacobienne pour la contrainte. Nous avons utilisé cette matrice jacobienne dans une structure hiérarchisable stricte, afin de définir la tâche gouvernant la contrainte du RCM dans le niveau de priorité souhaité. De même, cela nous a permis de définir un projecteur de l'espace nul de cette tâche, pour appliquer des tâches de priorité inférieure. Nous avons aussi proposé deux méthodes pour démontrer que l'approche proposée permet d'assigner la priorité supérieure à la contrainte du RCM. Dans la première, nous avons utilisé la structure de hiérarchie stricte, et nous avons organisé les tâches, par ordre de priorité décroissante : la contrainte du RCM, la trajectoire de l'extrémité de l'outil et une compliance articulaire. Dans la seconde méthode, nous avons rassemblé les deux tâches (la contrainte du RCM et la trajectoire de l'extrémité de l'outil) dans une tâche augmentée. Ces deux méthodes nous ont permis de valider l'approche proposée. Néanmoins, il est important de remarquer que l'application de notre approche n'est pas limitée à l'utilisation de ces deux méthodes.

Par rapport à la seconde problématique traitée dans cette thèse, celle de la compliance dans l'espace nul, nous avons proposé une nouvelle stratégie de commande compliante, utile pour des robots anthropomorphes à 7-DDL commandés en couple (chapitre 5). Cette stratégie est formulée en coordonnées de l'angle de bras, c'est-à-dire l'angle représentant le degré de redondance du robot lorsque la position et l'orientation de l'OT sont contraintes par une tâche primaire globale. Cela permet de définir un intervalle admissible de compliance pour que, par exemple, un opérateur déplace à la main le coude du robot, pendant que la tâche globale est garantie. Une fois que le l'opérateur tente de dépasser les limites de l'intervalle admissible, son intention est restreinte à travers un comportement compliant de type ressort-amortisseur. Nous avons validé les performances de la stratégie proposée sur une plateforme robotisée de télé-opération du laboratoire *NearLab* du *Politecnico di Milano*, en Italie.

Enfin, tout au long de la thèse et afin d'illustrer l'utilité de nos contributions, nous avons évoqué, comme exemple d'application, la chirurgie mini-invasive assistée par robot.

Perspectives

Concernant la gestion de la contrainte du RCM, nous avons apporté deux méthodes pour inclure cette contrainte dans la commande du robot. Nous avons développé un simulateur pour valider les performances des approches, et une étape de validation expérimentale reste à réaliser.

Nous voudrions étendre l'utilisation de ces approches de gestion de la contrainte du RCM pour le cas de multiples points de passage, définis, par exemple, pour guider la trajectoire d'un robot redondant, voire hyper redondant, dans un volume restreint.

Bien que l'aspect applicatif de nos approches ne soit pas limité au contexte médical, nous estimons que nos contributions pourront être spécialement utiles dans ce domaine. Dans la chirurgie mini-invasive assistée par robot, le système robotisé *Da Vinci*, de cinématique dédiée avec un RCM mécanique, est peut-être le système « phare », et sa présence mondiale en témoigne ainsi. Dans les années à venir, différents robots pour la chirurgie mini-invasive verront le jour, dont vraisemblablement nombreux robots à cinématique sérielle, dans lesquels les approches qui ont été apportées dans cette thèse pourront être appliquées.

Dans le chapitre 5, nous avons défini une stratégie de compliance dans l'espace nul pour des

bras anthropomorphes à 7-DDL. La force virtuelle appliquée au niveau du coude est, pour l'instant, utilisée pour bloquer le mouvement du coude dans un intervalle admissible. Nous explorons l'idée d'utiliser cette force virtuelle pour déplacer le coude de façon autonome, par exemple pour chercher une configuration qui optimise un critère objectif, telle que la manipulabilité ou l'évitement des limites articulaires. De plus, les résultats obtenus dans le chapitre 5 rendent compte d'une présence des effets des frottements des articulations du robot, ce qui limite l'effet de la force virtuelle, car au-dessous d'une certaine valeur, la force n'est pas capable de vaincre les frottements articulaires et le mouvement de l'angle de bras n'est pas complètement accompli. Par conséquent, il sera important d'explorer des solutions pour compenser ces frottements dans la commande du robot.

Annexe A

Propriétés de la matrice pseudo-inverse

La matrice $J^+(q)$, connue comme la matrice pseudo-inverse de Moore-Penrose, respecte les propriétés suivantes :

$$J(q)J^{+}(q)J(q) = J(q)$$

$$J^{(}q) + J(q)J^{+}(q) = J^{+}(q)$$

$$(J^{+}(q)J(q))^{T} = J^{+}(q)J(q)$$

$$(J(q)J^{+}(q))^{T} = J(q)J^{+}(q)$$

Décomposition de la matrice jacobienne en valeurs singulières (SVD)

La décomposition de la matrice jacobienne en valeurs singulières est définie comme suit :

$$J = USV^T$$

Avec les matrices unitaires $U \in \Re^{m \times m}$ et $V \in \Re^{m \times n}$, et $S \in \Re^{m \times n}$ la matrice diagonale rectangulaire contenant les valeurs singulières σ_1 à σ_m . Par conséquent, la matrice pseudo-inverse de Moore-Penrose J^+ peut être représentée avec les composantes de la décomposition SVD :

$$J^+ = VS^*U^T$$

Où $S^* \in \Re^{n \times m}$ représente l'inversion de S. Celle-ci est calculée en inversant les éléments diagonaux de S et en annulant ceux qui sont inférieurs à une tolérance $\epsilon \in \Re$ choisie.

Annexe B

Consistance dynamique pour une commande en accélération

Si nous reprenons le modèle dynamique d'un robot manipulateur :

$$M(q)\ddot{q} + C(q,\dot{q})\dot{q} + g(q) = \tau_C + \tau_{EXT}$$

Si nous appliquons le couple de commande défini à l'équation 2.31 dans ce modèle dynamique du robot, et en utilisant la méthode de commande en accélération de l'équation 2.34, nous obtenons :

$$M(q)J_W^+\left(\ddot{x}-\dot{(}J\dot{)}\dot{(}q)\right)=\hat{M}(q)\left[J_W^+\left(\ddot{x}_c-\dot{J}\dot{q}+N\xi\right)\right]$$

Ainsi, l'accélération de l'espace opérationnel est régie par :

$$\ddot{x} = JM^{-1}(q)M(q)\left[J_W^+\left(\ddot{x}_c - \dot{J}\dot{q} + N\xi\right)\right] + \dot{J}\dot{q}$$

De l'équation précédente nous pouvons vérifier que l'effet du vecteur ξ , agissant dans l'espace nul de J, sur l'accélération de l'espace opérationnel est nul si $\hat{M}(q) = M(q)$, sachant que JN = 0.

La même propriété peut être vérifiée pour la seconde approche de commande en accélération, régie par l'équation 2.37. Dans ce cas, l'accélération de l'espace opérationnel est :

$$\ddot{x} = JM^{-1}(q)M(q)\left[J_W^+\left(\ddot{x}_c - \dot{J}\dot{q} + V\left(\ddot{x}_{\aleph} - \dot{J}_{\aleph}\dot{q}\right)\right)\right] + \dot{J}\dot{q}$$

Ici, comme dans le cas précèdent, pour annuler l'effet de la consigne \ddot{x}_{\aleph} de l'espace nul du robot sur l'espace opérationnel, il est nécessaire que $\hat{M}(q) = M(q)$, avec JN = 0.

Annexe C

Simulateur dynamique du Kuka LWR développé sous Matlab-Simulink

Afin de valider les approches de commande proposées dans les chapitres 3 et 4, nous avons développé un simulateur en *Matlab-Simulink*, qui utilise un modèle dynamique simplifié du robot *Kuka LWR 4+*. Ce modèle a été extrait de [Cefalo, 2015], dans lequel l'auteur a récupéré les données inertielles du robot de son modèle CAO. D'ailleurs, ce modèle est utilisé par le logiciel de simulation *V-REP* de *Coppelia Robotics*. Pour l'affichage des simulations, nous avons utilisé le modèle CAO du robot *Kuka LBR iiwa R800*, sachant que ce robot possède la même structure cinématique que le *Kuka LWR 4+*. La figure 6.1 montre la structure du simulateur, développé sur Simulink. Nous avons défini les blocs suivants :

- · **Consigne :** contient toutes les consignes du système, que ce soient de l'espace opérationnel, articulaire ou nul.
- Approche de commande : la loi de commande permettant de définir τ_C est définie dans ce bloc. D'habitude cette loi inclut la compensation des forces gravitationnelles, centrifuges et de Coriolis. Ces couples compensatoires sont calculés à travers l'intégration d'un modèle dynamique (inverse). Nous avons, pour cela, utilisé un algorithme itératif basé sur le formalisme de Newton-Euler. Dans l'algorithme, il est possible de définir des incertitudes de compensation, mais pour les expériences présentées dans ce manuscrit nous avons admis une compensation dynamique parfaite.
- **Modèle dynamique (direct) :** ce bloc représente la dynamique du robot. Nous avons utilisé le formalisme de Newton-Euler pour calculer son modèle dynamique (direct).
- Environnement : le comportement de l'environnement, d'habitude représenté comme un objet compliant, est programmé dans ce bloc. Lorsque le contact avec l'environnement a lieu dans l'espace opérationnel, le MGD est appliqué à la consigne q, afin de récupérer les coordonnées opérationnelles du robot et de définir le comportement de l'environnement dans l'espace opérationnel. Le résultat, une force F_{EXT} , passe ensuite par la transposée de la matrice jacobienne (J^T) pour récupérer τ_{EXT} .
- de la matrice jacobienne (J^T) pour récupérer τ_{EXT} . • **Transformation** $(J_W^+)^T$: ce bloc représente un capteur de forces dans l'espace opérationnel. Celui-ci n'est utilisé que dans les simulations du chapitre 4.
- Outil de visualisation en 3D : c'est le bloc chargé de montrer le comportement du robot, en utilisant son modèle CAO. Nous avons utilisé deux outils de visualisation différents. Pour le chapitre 3, nous avons intégré les pièces CAO du robot dans la « toolbox » Simulink 3D animation, de Simulink et nous avons défini les mobilités articulaires du robot. Cette toolbox permet la reproduction des mouvements du robot, en associant chaque valeur de q à une articulation. Pour le chapitre 4, nous avons utilisé le logiciel de simulation robotique V-REP comme outil de visualisation. Ce logiciel possède le modèle CAO des robots Kuka. Nous avons observé une diminution du temps de simulation avec V-REP par rapport au toolbox Simulink 3D animation.



Figure 6.1: Schéma bloc développé sur Simulink

Annexe D

Interpolateur polynomial

Étant donné la position cartésienne désirée x_{p_d} , un interpolateur polynomial du 5^e ordre est adopté pour optimiser et lisser la trajectoire, prenant en compte la vitesse cartésienne limite $\dot{x}_{p_{max}}$ et l'accélération cartésienne limite $\ddot{x}_{p_{max}}$. D'abord, nous définissons le vecteur de distance $H = [H_x, H_y, H_z]$ entre la position actuelle x_p et la position désirée x_{p_d} , et le temps de mouvement T du temps initial t_0 au temps final t_f . T n'est pas une valeur fixe et peut être exploitée comme un évitement de la limitation de $\dot{x}_{p_{max}}$ et $\ddot{x}_{p_{max}}$, où :

$$\begin{cases} H = x_{p_d} - x_p \\ T = t_f - t_0 \end{cases}$$

Puis, nous définissons un temps variable normalisé ρ :

$$\rho = \frac{t - t_0}{T}, \quad 0 \le \rho \le 1$$

où t est le temps actuel.

En admettant que la trajectoire générée entre la position cartésienne initiale x_{p_0} et la position cartésienne finale x_{p_T} remplit la condition suivante :

$$\begin{cases} x_{p_0} = x_p \; ; & x_{p_T} = x_{p_d} \\ \dot{x}_{p_0} = 0 \; ; & \dot{x}_{p_T} = 0 \\ \ddot{x}_{p_0} = 0 \; ; & \ddot{x}_{p_T} = 0 \\ x_t = x_{p_0} + H\sigma_{\rho} \; ; & \text{où } 0 \le \sigma_{\rho} \le 1 \end{cases}$$

où x_p , \dot{x}_p et \ddot{x}_p sont respectivement les position, vitesse et l'accélération cartésiennes. σ_{ρ} est la fonction polynomiale normalisée du 5^e ordre définie comme $\sigma_{\rho} = A_0 + A_1\rho + A_2\rho^2 + A_3\rho^3 + A_4\rho^4 + A_5\rho^5$. A_i $(i = 0, \dots, 5)$ est le vecteur des coefficients constants dont le calcul est basé sur les conditions $\sigma_0 = \dot{\sigma}_0 = \ddot{\sigma}_0 = 0$ et $\sigma_1 = \ddot{\sigma}_1 = \ddot{\sigma}_1 = 1$.

De plus, la trajectoire interpolée ne doit pas excéder les limites de vitesse cartésienne $\ddot{x}_{p_{max}} = (\ddot{x}_{p_{x_{max}}}, \ddot{x}_{p_{y_{max}}}, \ddot{x}_{p_{z_{max}}})$ et d'accélération cartésienne $\dot{x}_{p_{max}} = (\dot{x}_{p_{x_{max}}}, \dot{x}_{p_{y_{max}}}, \dot{x}_{p_{z_{max}}})$. Basé sur les valeurs des pics de l'interpolateur proposé σ_{ρ} autour de chaque axe : $\dot{x}_{p_{x_{max}}} = \frac{15H_x}{8T}$, $\dot{x}_{p_{y_{max}}} = \frac{15H_z}{8T}, \ddot{x}_{p_{x_{max}}} = \frac{10\sqrt{3}H_x}{3T^2}, \ddot{x}_{p_{y_{max}}} = \frac{10\sqrt{3}H_z}{3T^2}$, le temps de mouvement le plus sécurisé est défini comme le temps le plus long, comme suit :

$$T = \max\left\{\frac{15H_x}{8\dot{x}_{xmax}}, \frac{15H_y}{8\dot{x}_{ymax}}, \frac{15H_z}{8\dot{x}_{zmax}}, \sqrt{\frac{10\sqrt{3}H_x}{3\ddot{x}_{xmax}}}, \sqrt{\frac{10\sqrt{3}H_y}{3\ddot{x}_{ymax}}}, \sqrt{\frac{10\sqrt{3}H_z}{3\ddot{x}_{zmax}}}\right\}$$

Afin de garantir la contrainte du RCM et pour lisser la trajectoire désirée d'orientation de l'outil pendant le mouvement, l'orientation de l'outil est mise à jour en ligne et basée sur la position cartésienne désirée x_{p_d} . D'abord, l'angle de rotation θ (figure 6.2) entre la direction actuelle de l'outil \hat{u} et la direction désirée $\hat{u}_d = x_{p_d} - P_t$ est calculée comme $\theta = \arctan\left(\frac{\hat{u}_d \times \hat{u}}{\hat{u}_d \cdot \hat{u}}\right)$. De plus, le

vecteur unitaire décrivant un axe de rotation $u = [u_x \ u_y \ u_z]$ de \hat{u} à \hat{u}_d est défini par $u = \frac{\hat{u}_d \times \hat{u}}{\|\hat{u}_d \times \hat{u}\|}$. Une matrice de rotation antisymétrique $\Gamma \in \Re^{3 \times 3}$ est donnée par :

$$\Gamma = \begin{pmatrix} 0 & -u_z & u_y \\ u_z & 0 & -u_x \\ -u_y & u_x & 0 \end{pmatrix}$$

Finalement, l'orientation désirée peut être utilisée en appliquant :



Figure 6.2: Représentation de la contrainte du RCM en chirurgie mini-invasive

$$R_d = \left(I + \Gamma \sin \theta + 2\Gamma^2 \sin^2 \frac{\theta}{2}\right) \cdot R$$

où R et R_d sont respectivement les matrices de rotation actuelle et désirée.

Il est important de souligner que cet interpolateur cartésien proposé limite la vitesse pour assurer une performance sécurisée.

Structure de communication

Nous présentons ici le matériel logiciel et informatique utilisé dans la plateforme robotique utilisée dans le chapitre 5 (figure 6.3), incluant une explication du flux de données entre les différents composants qui font partie de la plateforme robotique (figure 6.4). Le système de commande a été développé sur la base d'une structure $OROCOS^3$, en utilisant un ordinateur fonctionnant sur $Ubuntu^4$ 12.04 avec le kernel patch en temps-réel Xenomai⁵, et ROS kinetic, installé dans un ordinateur fonctionnant sur Ubuntu 16.04. Un node de vision ROS [Enayati et al., 2017] a

^{3.} http://www.orocos.org/

^{4.} http://www.ubuntu.com/

^{5.} http://www.xenomai.org/

été utilisé ici pour fournir un retour visuel à l'opérateur, alors que le contrôleur en couple a été développé comme un composant OROCOS. Les deux, le node de vision ROS et le contrôleur en couple, ont été exécutés sur des ordinateurs séparés, l'ordinateur de commande et l'ordinateur de vision, respectivement, et ont été connectés via une structure de communication UDP. La boucle de commande a été développée en C++ et exécutée sur l'ordinateur de commande. De plus, le node de vision ROS, exécuté dans l'ordinateur de vision, a été développé en C++ en utilisant des librairies OpenCV.

Les fréquences de communication entre les nodes ROS et les composants OROCOS sont mon-



Figure 6.3: Aperçu du matériel inclus dans la plateforme robotique utilisée

trés à la figure 6.4. Il est possible de voir que la fréquence de communication entre le contrôleur du robot et l'ordinateur de commande est de l'ordre de 500 Hz, conformément aux recommandations de [Schreiber et al., 2010] pour des applications en couple avec le robot Kuka LWR 4+. La fréquence de travail du node de vision a été définie à 30 Hz. Les trajectoires relatives aux tâches chirurgicales sont générées dans l'ordinateur de vision et envoyées au générateur des trajectoires pour calculer la position désirée de l'outil. L'interface FRI (Fast Research In-

terface), développé par *Kuka*, fournit un accès direct en temps réel au contrôleur du robot à haute fréquence allant jusqu'à 1 kHz [Schreiber et al., 2010], permettant d'intégrer des stratégies de commande. De plus, chaque articulation du robot inclut un capteur de couple permettant de mesurer les forces externes agissant dans le robot. Les limitations des articulations du robot sont utilisées pour calculer en ligne l'intervalle du mouvement admissible de l'angle de bras. Nous utilisons les limitations des articulations du robot données par le fabricant :

ANNEXES



Figure 6.4: Diagramme de flux de données pour la structure de commande intégrée autour du robot Kuka LWR 4+, basée sur les « middlewares » OROCOS et ROS

 $[\pm 170, \pm 120, \pm 170, \pm 120, \pm 170, \pm 120, \pm 170]$ en degrés. Les limitations de vitesse et accélération cartésiennes sont présentées dans la Table I.

Bibliographie

- [Aghakhani et al., 2013] Aghakhani, N., Geravand, M., Shahriari, N., Vendittelli, M., and Oriolo, G. (2013). Task control with remote center of motion constraint for minimally invasive robotic surgery. In *Robotics and Automation (ICRA)*, 2013 IEEE International Conference on, pages 5807–5812. IEEE.
- [Ajoudani et al., 2013] Ajoudani, A., Gabiccini, M., Tsagarakis, N. G., and Bicchi, A. (2013). Human-like impedance and minimum effort control for natural and efficient manipulation. In *Robotics and Automation (ICRA), 2013 IEEE International Conference on*, pages 4499–4505. IEEE.
- [Albu-Schaffer et al., 2008] Albu-Schaffer, A., Eiberger, O., Grebenstein, M., Haddadin, S., Ott, C., Wimbock, T., Wolf, S., and Hirzinger, G. (2008). Soft robotics. *IEEE Robotics & Automation Magazine*, 15(3).
- [Anderson and Spong, 1988] Anderson, R. J. and Spong, M. W. (1988). Hybrid impedance control of robotic manipulators. *IEEE Journal on Robotics and Automation*, 4(5):549–556.
- [Antonelli, 2009] Antonelli, G. (2009). Stability analysis for prioritized closed-loop inverse kinematic algorithms for redundant robotic systems. *IEEE Transactions on Robotics*, 25(5):985– 994.
- [Asada and Kakumoto, 1990] Asada, H. and Kakumoto, Y. (1990). The Dynamic Analysis and Design of a High-Speed Insertion Hand Using the Generalized Centroid and Virtual Mass. Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 112(4):646–652.
- [Azimian et al., 2010] Azimian, H., Patel, R. V., and Naish, M. D. (2010). On constrained manipulation in robotics-assisted minimally invasive surgery. In *Biomedical Robotics and Biomechatronics (BioRob), 2010 3rd IEEE RAS and EMBS International Conference on*, pages 650–655. IEEE.
- [Baumeyer, 2017] Baumeyer, J. (2017). Co-manipulation sûre d'un robot de protonthérapie. Thèse de Doctorat, Université d'Orléans, Orléans.
- [Behrens et al., 2011] Behrens, R., Küchler, C., Förster, T., and Elkmann, N. (2011). Kinematics analysis of a 3-DOF joint for a novel hyper-redundant robot arm. In *Robotics and Automation* (ICRA), 2011 IEEE International Conference on, pages 3224–3229. IEEE.

- [Bicchi and Tonietti, 2004] Bicchi, A. and Tonietti, G. (2004). Fast and "soft-arm" tactics [robot arm design]. *IEEE Robotics & Automation Magazine*, 11(2) :22–33.
- [Bicchi et al., 2005] Bicchi, A., Tonietti, G., Bavaro, M., and Piccigallo, M. (2005). Variable stiffness actuators for fast and safe motion control. *Robotics research*, pages 527–536.
- [Boehler et al., 2017] Boehler, Q., Abdelaziz, S., Vedrines, M., Poignet, P., and Renaud, P. (2017). From modeling to control of a variable stiffness device based on a cable-driven tense-grity mechanism. *Mechanism and Machine Theory*, 107(Supplement C) :1 12.
- [Callion et al., 1980] Callion, H., Alexander, K., and Pham, D. (1980). Aids for Automatic Assembly. pages 313–323, Brighton, Great Britain.
- [Carignan and Smith, 1994] Carignan, C. R. and Smith, J. A. (1994). Manipulator impedance accuracy in position-based impedance control implementations. In *Robotics and Automation*, 1994. Proceedings., 1994 IEEE International Conference on, pages 1216–1221. IEEE.
- [Cefalo, 2015] Cefalo, M. (2015). Notes on the kuka lwr4 dynamic model.
- [Cha and Yi, 2011] Cha, H.-J. and Yi, B.-J. (2011). Modeling of a constraint force at RCM point in a needle insertion task. In *Mechatronics and Automation (ICMA)*, 2011 International Conference on, pages 2177–2182. IEEE.
- [Chang and Jeong, 2012] Chang, P. H. and Jeong, J. W. (2012). Enhanced operational space formulation for multiple tasks by using time-delay estimation. *IEEE Transactions on Robotics*, 28(4):773–786.
- [Charron, 2011] Charron, G. (2011). Contribution à la commande bilatérale et à la gestion des configurations singulières pour le suivi de trajectoire d'un système télé-opéré : Application à la télé-échographie robotisée par satellite. Thèse de Doctorat, Université d'Orléans, Orléans.
- [Chen and Walker, 1993] Chen, Y.-C. and Walker, I. D. (1993). A consistent null-space based approach to inverse kinematics of redundant robots. In *Robotics and Automation*, 1993. *Proceedings.*, 1993 IEEE International Conference on, pages 374–381. IEEE.
- [Cheng et al., 2007] Cheng, G., Hyon, S.-H., Morimoto, J., Ude, A., Hale, J. G., Colvin, G., Scroggin, W., and Jacobsen, S. C. (2007). CB : A humanoid research platform for exploring neuroscience. *Advanced Robotics*, 21(10) :1097–1114.
- [Chiacchio et al., 1991] Chiacchio, P., Chiaverini, S., Sciavicco, L., and Siciliano, B. (1991). Closed-loop inverse kinematics schemes for constrained redundant manipulators with task space augmentation and task priority strategy. *The International Journal of Robotics Re*search, 10(4) :410–425.
- [Chiaverini, 1997] Chiaverini, S. (1997). Singularity-robust task-priority redundancy resolution for real-time kinematic control of robot manipulators. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 13(3) :398–410.
- [Chiaverini et al., 1994] Chiaverini, S., Siciliano, B., and Villani, L. (1994). Force/position regulation of compliant robot manipulators. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 39(3):647– 652.
- [Chiaverini et al., 1999] Chiaverini, S., Siciliano, B., and Villani, L. (1999). A survey of robot interaction control schemes with experimental comparison. *IEEE/ASME Transactions on mechatronics*, 4(3) :273–285.
- [Chirikjian and Burdick, 1995] Chirikjian, G. S. and Burdick, J. W. (1995). The kinematics of hyper-redundant robot locomotion. *IEEE transactions on robotics and automation*, 11(6):781–793.

- [Chou and Hannaford, 1996] Chou, C.-P. and Hannaford, B. (1996). Measurement and modeling of McKibben pneumatic artificial muscles. *IEEE Transactions on robotics and automation*, 12(1):90–102.
- [Cobb et al., 2006] Cobb, J., Henckel, J., Gomes, P., Harris, S., Jakopec, M., Rodriguez, F., Barrett, A., and Davies, B. (2006). Hands-on robotic unicompartmental knee replacement. Bone & Joint Journal, 88(2) :188–197.
- [Craig, 1989] Craig, J. J. (1989). Introduction to Robotics : Mechanics and Control. Addison-Wesley Longman Publishing Co., Inc., Boston, MA, USA, 2nd edition.
- [Craig and Raibert, 1979] Craig, J. J. and Raibert, M. H. (1979). A systematic method of hybrid position/force control of a manipulator. In Computer Software and Applications Conference, 1979. Proceedings. COMPSAC 79. The IEEE Computer Society's Third International, pages 446–451. IEEE.
- [Dahm and Joublin, 1997] Dahm, P. and Joublin, F. (1997). Closed form solution for the inverse kinematics of a redundant robot arm.
- [De Luca, 2000] De Luca, A. (2000). Feedforward/feedback laws for the control of flexible robots. In *Robotics and Automation*, 2000. Proceedings. ICRA'00. IEEE International Conference on, volume 1, pages 233–240. IEEE.
- [De Luca, 2014] De Luca, A. (2014). Flexible robots. In Baillieul, J. and Samad, T., editors, Encyclopedia of Systems and Control, pages 451–458. Springer, London.
- [De Luca et al., 1989] De Luca, A., Lucibello, P., and others (1989). Inversion techniques for trajectory control of flexible robot arms. *Journal of Field Robotics*, 6(4) :325–344.
- [De Santis et al., 2008] De Santis, A., Siciliano, B., De Luca, A., and Bicchi, A. (2008). An atlas of physical human-robot interaction. *Mechanism and Machine Theory*, 43(3):253–270.
- [Decré et al., 2009] Decré, W., Smits, R., Bruyninckx, H., and De Schutter, J. (2009). Extending iTaSC to support inequality constraints and non-instantaneous task specification. In *Robotics* and Automation, 2009. ICRA'09. IEEE International Conference on, pages 964–971. IEEE.
- [Degani et al., 2006] Degani, A., Choset, H., Wolf, A., and Zenati, M. A. (2006). Highly articulated robotic probe for minimally invasive surgery. In *Robotics and Automation*, 2006. ICRA 2006. Proceedings 2006 IEEE International Conference on, pages 4167–4172. IEEE.
- [Dietrich et al., 2015] Dietrich, A., Ott, C., and Albu-Schäffer, A. (2015). An overview of null space projections for redundant, torque-controlled robots. *The International Journal of Robotics Research*, 34(11) :1385–1400.
- [Dietrich et al., 2012] Dietrich, A., Wimbock, T., Albu-Schaffer, A., and Hirzinger, G. (2012). Integration of reactive, torque-based self-collision avoidance into a task hierarchy. *IEEE Transactions on Robotics*, 28(6) :1278–1293.
- [Dietrich, 2015] Dietrich, A. M. (2015). Whole-Body Impedance Control of Wheeled Humanoid Robots. Thèse de Doctorat, Technische Universität München, Munich.
- [Doty et al., 1993] Doty, K. L., Melchiorri, C., and Bonivento, C. (1993). A Theory of Generalized Inverses Applied to Robotics. *The International Journal of Robotics Research*, 12(1):1–19.
- [Enayati et al., 2017] Enayati, N., Ferrigno, G., and De Momi, E. (2017). Skill-based Humanrobot Cooperation in Tele-operated Path Tracking. *Autonomous Robots, special issue on "Learning for Human-Robot Collaboration"*.
- [Enner et al., 2012] Enner, F., Rollinson, D., and Choset, H. (2012). Simplified motion modeling for snake robots. In *Robotics and Automation (ICRA)*, 2012 IEEE International Conference on, pages 4216–4221. IEEE.
- [Escande et al., 2014] Escande, A., Mansard, N., and Wieber, P.-B. (2014). Hierarchical quadratic programming : Fast online humanoid-robot motion generation. *The International Journal* of Robotics Research, 33(7) :1006–1028.
- [Esteveny et al., 2016] Esteveny, L., Barbé, L., and Bayle, B. (2016). Variable Stiffness Mechanism in Robotized Interventional Radiology, pages 45–58. Springer International Publishing, Cham.
- [Fahimi, 2008] Fahimi, F. (2008). Autonomous robots : modeling, path planning, and control, volume 107. Springer Science & Business Media.
- [Fakri, 1985] Fakri, A. (1985). Conception, modélisation et simulation de la structure compliante passive DCR pour robot d'assemblage. Thèse de Doctorat, INSA de Lyon.
- [Ferretti et al., 2000] Ferretti, G., Magnani, G., Rocco, P., Cecconello, F., and Rossetti, G. (2000). Impedance control for industrial robots. In *Robotics and Automation*, 2000. Proceedings. ICRA'00. IEEE International Conference on, volume 4, pages 4027–4032. IEEE.
- [Freschi et al., 2013] Freschi, C., Ferrari, V., Melfi, F., Ferrari, M., Mosca, F., and Cuschieri, A. (2013). Technical review of the da Vinci surgical telemanipulator. *The International Journal* of Medical Robotics and Computer Assisted Surgery, 9(4):396–406.
- [Fujii et al., 2013] Fujii, K., Salerno, A., Sriskandarajah, K., Kwok, K.-W., Shetty, K., and Yang, G.-Z. (2013). Gaze contingent cartesian control of a robotic arm for laparoscopic surgery. In *Intelligent Robots and Systems (IROS), 2013 IEEE/RSJ International Conference on*, pages 3582–3589. IEEE.
- [Garrido-Jurado et al., 2014] Garrido-Jurado, S., Muñoz-Salinas, R., Madrid-Cuevas, F., and Marín-Jiménez, M. (2014). Automatic generation and detection of highly reliable fiducial markers under occlusion. *Pattern Recognition*, 47(6) :2280 – 2292.
- [Gonçalves et al., 2016] Gonçalves, V. M., Fraisse, P., Crosnier, A., and Adorno, B. V. (2016). Parsimonious Kinematic Control of Highly Redundant Robots. *IEEE Robotics and Automation Letters*, 1(1):65–72.
- [Guan et al., 2009] Guan, Y., Jiang, L., Zhang, X., and Zhang, H. (2009). Climbing gaits of a modular biped climbing robot. In Advanced Intelligent Mechatronics, 2009. AIM 2009. IEEE/ASME International Conference on, pages 532–537. IEEE.
- [Hagn et al., 2008] Hagn, U., Nickl, M., Jörg, S., Passig, G., Bahls, T., Nothhelfer, A., Hacker, F., Le-Tien, L., Albu-Schäffer, A., Konietschke, R., and others (2008). The DLR MIRO : a versatile lightweight robot for surgical applications. *Industrial Robot : An International Journal*, 35(4) :324–336.
- [Henze et al., 2014] Henze, B., Werner, A., Roa, M. A., Garofalo, G., Englsberger, J., and Ott, C. (2014). Control applications of TORO—a torque controlled humanoid robot. In *Huma-noid Robots (Humanoids), 2014 14th IEEE-RAS International Conference on*, pages 841–841. IEEE.
- [Hogan, 1985a] Hogan, N. (1985a). Impedance control : An approach to manipulation Part III—Applications. Journal of dynamic systems, measurement, and control, 107 :17–24.
- [Hogan, 1985b] Hogan, N. (1985b). Impedance control : An approach to manipulation Part II—Implementation. Journal of dynamic systems, measurement, and control, 107 :8–16.

- [Hogan, 1985c] Hogan, N. (1985c). Impedance control : An approach to manipulation Part I—Theory. Journal of dynamic systems, measurement, and control, 107 :1–7.
- [Huang and Varma, 1991] Huang, M. Z. and Varma, H. (1991). Optimal rate allocation in kinematically-redundant manipulators-the dual projection method. In *Robotics and Automa*tion, 1991. Proceedings., 1991 IEEE International Conference on, pages 702–707. IEEE.
- [Hurst et al., 2004] Hurst, J. W., Chestnutt, J. E., and Rizzi, A. A. (2004). An actuator with physically variable stiffness for highly dynamic legged locomotion. In *Robotics and Automa*tion, 2004. Proceedings. ICRA'04. 2004 IEEE International Conference on, volume 5, pages 4662–4667. IEEE.
- [Jutard et al., 1989] Jutard, A., Redarce, A., and Fakri, A. (1989). Geometric model of the DCR-LAI compliant device. *Robotica*, 7(2):151–157.
- [Kaneko et al., 2011] Kaneko, K., Kanehiro, F., Morisawa, M., Akachi, K., Miyamori, G., Hayashi, A., and Kanehira, N. (2011). Humanoid robot hrp-4-humanoid robotics platform with lightweight and slim body. In *Intelligent Robots and Systems (IROS)*, 2011 IEEE/RSJ International Conference on, pages 4400–4407. IEEE.
- [Kanoun et al., 2011] Kanoun, O., Lamiraux, F., and Wieber, P.-B. (2011). Kinematic control of redundant manipulators : Generalizing the task-priority framework to inequality task. *IEEE Transactions on Robotics*, 27(4) :785–792.
- [Kato et al., 1974] Kato, I., Ohteru, S., Kobayashi, H., Shirai, K., and Uchiyama, A. (1974). Information-Power Machine with Senses and Limbs. In Serafini, P., Guazzelli, E., Schrefler, B., Pfeiffer, F., and Rammerstorfer, F. G., editors, On Theory and Practice of Robots and Manipulators : Volume I, pages 11–24. Springer Vienna, Vienna. DOI : 10.1007/978-3-7091-2993-7_2.
- [Khalil and Dombre, 1999] Khalil, W. and Dombre, E. (1999). *Modélisation, identification et commande des robots*, volume 2. Hermes Science Publications.
- [Khatib, 1987] Khatib, O. (1987). A unified approach for motion and force control of robot manipulators: The operational space formulation. *IEEE Journal on Robotics and Automation*, 3(1):43–53.
- [Khatib, 1990] Khatib, O. (1990). Motion/force redundancy of manipulators. In Japan-USA Symposium on Flexible Automation, Kyoto, Japan, July, volume 23, pages 337–342.
- [Khatib, 1995] Khatib, O. (1995). Inertial properties in robotic manipulation : An object-level framework. *The international journal of robotics research*, 14(1) :19–36.
- [Kniese, 2004] Kniese, L. (2004). Bauteil zur Aufnahme von Kräften, mit einer flexiblen Aussenhaut.
- [Komati, 2014] Komati, B. (2014). Automated microassembly using an active microgripper with sensorized end-effectors and hybrid force / position control. Thèse de Doctorat, Université de Franche-comté, Besançon.
- [Kozuki et al., 2016] Kozuki, T., Toshinori, H., Shirai, T., Nakashima, S., Asano, Y., Kakiuchi, Y., Okada, K., and Inaba, M. (2016). Skeletal structure with artificial perspiration for cooling by latent heat for musculoskeletal humanoid Kengoro. In 2016 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), pages 2135–2140.
- [Kuo and Dai, 2009] Kuo, C.-H. and Dai, J. S. (2009). Robotics for minimally invasive surgery : a historical review from the perspective of kinematics. In S., H., Y. and Ceccarelli, M.,

editors, International symposium on history of machines and mechanisms, pages 337–354, Netherlands. Springer.

- [Kuo et al., 2012] Kuo, C.-H., Dai, J. S., and Dasgupta, P. (2012). Kinematic design considerations for minimally invasive surgical robots : an overview. The International Journal of Medical Robotics and Computer Assisted Surgery, 8(2) :127–145.
- [Laurin-Kovitz et al., 1991] Laurin-Kovitz, K. F., Colgate, J. E., and Carnes, S. D. (1991). Design of components for programmable passive impedance. In *Robotics and Automation*, 1991. *Proceedings.*, 1991 IEEE International Conference on, pages 1476–1481. IEEE.
- [Lebossé, 2008] Lebossé, C. (2008). Stimulation magnétique transcrânienne robotisée guidée par imagerie médicale. Thèse de Doctorat, Université Louis Pasteur Strasbourg, Strasbourg.
- [Liang and Liu, 1999] Liang, T.-C. and Liu, J.-S. (1999). An improved trajectory planner for redundant manipulators in constrained workspace. In *Robotics and Automation*, 1999. Proceedings. 1999 IEEE International Conference on, volume 4, pages 3153–3158. IEEE.
- [Liégeois, 1977] Liégeois, A. (1977). Automatic Supervisory Control of the Configuration and Behavior of Multibody Mechanisms. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, 7(12):868–871.
- [Liu and Goldenberg, 1991] Liu, G. J. and Goldenberg, A. A. (1991). Robust hybrid impedance control of robot manipulators. In *Robotics and Automation*, 1991. Proceedings., 1991 IEEE International Conference on, pages 287–292. IEEE.
- [Locke and Patel, 2007] Locke, R. C. and Patel, R. V. (2007). Optimal remote center-of-motion location for robotics-assisted minimally-invasive surgery. In *Robotics and Automation*, 2007 *IEEE International Conference on*, pages 1900–1905. IEEE.
- [Lu and Meng, 1991] Lu, W.-S. and Meng, Q.-H. (1991). Impedance control with adaptation for robotic manipulations. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 7(3):408–415.
- [Maciejewski and Klein, 1985] Maciejewski, A. A. and Klein, C. A. (1985). Obstacle avoidance for kinematically redundant manipulators in dynamically varying environments. *The international journal of robotics research*, 4(3) :109–117.
- [Mansard et al., 2009] Mansard, N., Khatib, O., and Kheddar, A. (2009). A unified approach to integrate unilateral constraints in the stack of tasks. *IEEE Transactions on Robotics*, 25(3):670–685.
- [Metta et al., 2008] Metta, G., Sandini, G., Vernon, D., Natale, L., and Nori, F. (2008). The iCub humanoid robot : an open platform for research in embodied cognition. In *Proceedings* of the 8th workshop on performance metrics for intelligent systems, pages 50–56. ACM.
- [Michelin et al., 2004] Michelin, M., Poignet, P., and Dombre, E. (2004). Dynamic task/posture decoupling for minimally invasive surgery motions : simulation results. In *Intelligent Robots* and Systems, 2004(IROS 2004). Proceedings. 2004 IEEE/RSJ International Conference on, volume 4, pages 3625–3630. IEEE.
- [Migliore et al., 2005] Migliore, S. A., Brown, E. A., and DeWeerth, S. P. (2005). Biologically inspired joint stiffness control. In *Robotics and Automation*, 2005. ICRA 2005. Proceedings of the 2005 IEEE International Conference on, pages 4508–4513. IEEE.
- [Morita and Sugano, 1995] Morita, T. and Sugano, S. (1995). Design and development of a new robot joint using a mechanical impedance adjuster. In *Robotics and Automation*, 1995. *Proceedings.*, 1995 IEEE International Conference on, volume 3, pages 2469–2475. IEEE.

- [Murray, 1990] Murray, R. M. (1990). Robotic Control and Nonholonomic Motion Planning. Thèse de Doctorat, University of California, Berkeley. Google-Books-ID : 9dWfIQAACAAJ.
- [Nakamura et al., 1987] Nakamura, Y., Hanafusa, H., and Yoshikawa, T. (1987). Task-priority based redundancy control of robot manipulators. *The International Journal of Robotics Re*search, 6(2):3–15.
- [Nasseri et al., 2014] Nasseri, M. A., Gschirr, P., Eder, M., Nair, S., Kobuch, K., Maier, M., Zapp, D., Lohmann, C., and Knoll, A. (2014). Virtual fixture control of a hybrid parallel-serial robot for assisting ophthalmic surgery : An experimental study. In 5th IEEE RAS/EMBS International Conference on Biomedical Robotics and Biomechatronics, pages 732–738. IEEE.
- [Navarro et al., 2016] Navarro, B., Cherubini, A., Fonte, A., Passama, R., Poisson, G., and Fraisse, P. (2016). An iso10218-compliant adaptive damping controller for safe physical human-robot interaction. In 2016 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), pages 3043–3048.
- [Nenchev, 1989] Nenchev, D. N. (1989). Redundancy resolution through local optimization : A review. *Journal of Field Robotics*, 6(6) :769–798.
- [Nevins and Whitney, 1972] Nevins, J. L. and Whitney, D. E. (1972). The force vector assembler concept. In On Theory and Practice of Robots and Manipulators. International Centre for Mechanical Sciences (Courses and Lectures No. 201), pages 273–288. Springer, Berlin, Heidelberg.
- [Nguyen-Trong, 1995] Nguyen-Trong, D. (1995). Modélisation et simulation de la compliance passive. Application à l'assemblage automatique à grande vitesse. Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique, Grenoble.
- [Nouaille, 2009] Nouaille, L. (2009). Démarche de conception de robots médicaux Application à un robot de télé-échographie. Thèse de Doctorat, Université d'Orléans, Orléans.
- [Oh et al., 1998] Oh, Y., Chung, W., and Youm, Y. (1998). Extended impedance control of redundant manipulators based on weighted decomposition of joint space. *Journal of Field Robotics*, 15(5):231–258.
- [Oh et al., 1996] Oh, Y., Chung, W. K., and Youm, Y. (1996). General task execution of redundant manipulators with explicit null-motion control. In *Industrial Electronics, Control, and Instrumentation, 1996.*, Proceedings of the 1996 IEEE IECON 22nd International Conference on, volume 3, pages 1902–1908. IEEE.
- [Ota et al., 2009] Ota, T., Degani, A., Schwartzman, D., Zubiate, B., McGarvey, J., Choset, H., and Zenati, M. A. (2009). A highly articulated robotic surgical system for minimally invasive surgery. *The Annals of thoracic surgery*, 87(4) :1253–1256.
- [Ott, 2008] Ott, C. (2008). Cartesian impedance control of redundant and flexible-joint robots. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg.
- [Ott et al., 2006] Ott, C., Eiberger, O., Friedl, W., Bauml, B., Hillenbrand, U., Borst, C., Albu-Schaffer, A., Brunner, B., Hirschmuller, H., Kielhofer, S., and others (2006). A humanoid two-arm system for dexterous manipulation. In *Humanoid Robots, 2006 6th IEEE-RAS International Conference on*, pages 276–283. IEEE.
- [Ott et al., 2008] Ott, C., Kugi, A., and Nakamura, Y. (2008). Resolving the problem of nonintegrability of nullspace velocities for compliance control of redundant manipulators by using semi-definite lyapunov functions. In *Robotics and Automation*, 2008. ICRA 2008. IEEE International Conference on, pages 1999–2004. IEEE.

- [Ott et al., 2014] Ott, C., Mukherjee, R., and Nakamura, Y. (2014). A hybrid system framework for unified impedance and admittance control. *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, 78(3-4) :359–375.
- [Park et al., 1999] Park, J., Chung, W., and Youm, Y. (1999). On dynamical decoupling of kinematically redundant manipulators. In *Intelligent Robots and Systems*, 1999. IROS'99. Proceedings. 1999 IEEE/RSJ International Conference on, volume 3, pages 1495–1500. IEEE.
- [Perdereau and Drouin, 1993] Perdereau, V. and Drouin, M. (1993). A new scheme for hybrid force-position control. *Robotica*, 11(5):453–464.
- [Petersen et al., 2016] Petersen, J. G., Bowyer, S. A., and y Baena, F. R. (2016). Mass and friction optimization for natural motion in hands-on robotic surgery. *IEEE Transactions on Robotics*, 32(1) :201–213.
- [Platt et al., 2011] Platt, R., Abdallah, M., and Wampler, C. (2011). Multiple-priority impedance control. In *Robotics and Automation (ICRA)*, 2011 IEEE International Conference on, pages 6033–6038. IEEE.
- [Pratt and Williamson, 1995] Pratt, G. A. and Williamson, M. M. (1995). Series elastic actuators. In Intelligent Robots and Systems 95.'Human Robot Interaction and Cooperative Robots', Proceedings. 1995 IEEE/RSJ International Conference on, volume 1, pages 399–406. IEEE.
- [Prelle, 1997] Prelle, C. (1997). Contribution au contrôle de la compliance d'un bras de robot à actionnement électropneumatique. Thèse de Doctorat, INSA de Lyon, Lyon.
- [Rouget, 1983] Rouget, J.-P. (1983). Contribution à l'étude structurelle et fonctionnelle d'organes compliants passifs pour robots d'assemblage. Thèse de Doctorat, Université de Franchecomté, Besançon.
- [Saafi et al., 2017] Saafi, H., Laribi, M. A., and Zeghloul, S. (2017). Optimal torque distribution for a redundant 3-RRR spherical parallel manipulator used as a haptic medical device. *Robotics and Autonomous Systems*, 89 :40–50.
- [Sadeghian et al., 2013] Sadeghian, H., Villani, L., Keshmiri, M., and Siciliano, B. (2013). Dynamic multi-priority control in redundant robotic systems1. *Robotica*, 31(7) :1155–1167.
- [Sadeghian et al., 2014] Sadeghian, H., Villani, L., Keshmiri, M., and Siciliano, B. (2014). Taskspace control of robot manipulators with null-space compliance. *IEEE Transactions on Robotics*, 30(2) :493–506.
- [Salisbury, 1980] Salisbury, J. K. (1980). Active stiffness control of a manipulator in cartesian coordinates. In Decision and Control including the Symposium on Adaptive Processes, 1980 19th IEEE Conference on, volume 19, pages 95–100. IEEE.
- [Salomon and Wolf, 2012] Salomon, O. and Wolf, A. (2012). Inclined Links Hyper-Redundant Elephant Trunk-Like Robot. Journal of Mechanisms and Robotics, 4(4):045001-045001-6.
- [Sandoval et al., 2018] Sandoval, J., Nouaille, L., Poisson, G., and Parmantier, Y. (2018). Kinematic Design of a Lighting Robotic Arm for Operating Room. In *Computational Kinematics*, Mechanisms and Machine Science, pages 44–52. Springer, Cham. DOI : 10.1007/978-3-319-60867-9_6.
- [Sandoval et al., 2016] Sandoval, J., Poisson, G., and Vieyres, P. (2016). Improved dynamic formulation for decoupled cartesian admittance control and RCM constraint. In *Robotics and Automation (ICRA), 2016 IEEE International Conference on*, pages 1124–1129. IEEE.

- [Sandoval et al., 2017a] Sandoval, J., Poisson, G., and Vieyres, P. (2017a). A new kinematic formulation of the rcm constraint for redundant torque-controlled robots. In *Intelligent Robots* and Systems (IROS), 2017 IEEE/RSJ International Conference on. IEEE.
- [Sandoval et al., 2017b] Sandoval, J. S., Vieyres, P., and Poisson, G. (2017b). Generalized Framework for Control of Redundant Manipulators in RA-MIS. In *Journées d'Etude sur la TéléSANté, 6ème edition*, Bourges, France. Pôle Capteurs, Université d'Orléans.
- [Schiavi et al., 2008] Schiavi, R., Grioli, G., Sen, S., and Bicchi, A. (2008). VSA-II : A novel prototype of variable stiffness actuator for safe and performing robots interacting with humans. In *Robotics and Automation, 2008. ICRA 2008. IEEE International Conference on*, pages 2171–2176. IEEE.
- [Schreiber et al., 2010] Schreiber, G., Stemmer, A., and Bischoff, R. (2010). The fast research interface for the kuka lightweight robot. In *IEEE Workshop on Innovative Robot Control Architectures for Demanding (Research) Applications How to Modify and Enhance Commercial Controllers (ICRA 2010)*, pages 15–21.
- [Seraji and Colbaugh, 1990] Seraji, H. and Colbaugh, R. (1990). Improved configuration control for redundant robots. *Journal of Field Robotics*, 7(6) :897–928.
- [Shimizu et al., 2008] Shimizu, M., Kakuya, H., Yoon, W.-K., Kitagaki, K., and Kosuge, K. (2008). Analytical inverse kinematic computation for 7-DOF redundant manipulators with joint limits and its application to redundancy resolution. *IEEE Transactions on Robotics*, 24(5):1131–1142.
- [Siciliano and Khatib, 2008] Siciliano, B. and Khatib, O. (2008). Springer handbook of robotics. Springer Science & Business Media.
- [Siciliano et al., 2010] Siciliano, B., Sciavicco, L., Villani, L., and Oriolo, G. (2010). Robotics : Modelling, Planning and Control. Springer Science & Business Media.
- [Siciliano and Slotine, 1991] Siciliano, B. and Slotine, J.-J. (1991). A general framework for managing multiple tasks in highly redundant robotic systems. In *Proceeding of 5th International Conference on Advanced Robotics*, volume 2, pages 1211–1216.
- [Surdilovic and Kirchhof, 1996] Surdilovic, D. and Kirchhof, J. (1996). A new position based force/impedance control for industrial robots. In *Robotics and Automation*, 1996. Proceedings., 1996 IEEE International Conference on, volume 1, pages 629–634. IEEE.
- [Tsagarakis et al., 2017] Tsagarakis, N. G., Caldwell, D. G., Negrello, F., Choi, W., Baccelliere, L., Loc, V. G., Noorden, J., Muratore, L., Margan, A., Cardellino, A., and others (2017). WALK-MAN : A High-Performance Humanoid Platform for Realistic Environments. *Journal* of Field Robotics, 34(7) :1225–1259.
- [Tsai, 1999] Tsai, L.-W. (1999). Robot Analysis : The Mechanics of Serial and Parallel Manipulators. John Wiley & Sons. Google-Books-ID : PK_N9aFZ3ccC.
- [Van Ham et al., 2006] Van Ham, R., Vanderborght, B., Van Damme, M., Verrelst, B., and Lefeber, D. (2006). MACCEPA : the mechanically adjustable compliance and controllable equilibrium position actuator for'controlled passive walking'. In *Robotics and Automation*, 2006. ICRA 2006. Proceedings 2006 IEEE International Conference on, pages 2195–2200. IEEE.
- [Vanderborght et al., 2009] Vanderborght, B., Tsagarakis, N. G., Semini, C., Van Ham, R., and Caldwell, D. G. (2009). MACCEPA 2.0 : Adjustable compliant actuator with stiffening characteristic for energy efficient hopping. In *Robotics and Automation*, 2009. ICRA'09. IEEE International Conference on, pages 544–549. IEEE.

- [Virga et al., 2016] Virga, S., Zettinig, O., Esposito, M., Pfister, K., Frisch, B., Neff, T., Navab, N., and Hennersperger, C. (2016). Automatic force-compliant robotic ultrasound screening of abdominal aortic aneurysms. In *Intelligent Robots and Systems (IROS)*, 2016 IEEE/RSJ International Conference on, pages 508–513. IEEE.
- [Vukobratovic and Tuneski, 1994] Vukobratovic, M. and Tuneski, A. (1994). Contact control concepts in manipulation robotics/spl minus/an overview. *IEEE Transactions on industrial electronics*, 41(1) :12–24.
- [Watson, 1978] Watson, P. C. (1978). Remote center compliance system.
- [Whitney, 1969] Whitney, D. E. (1969). Resolved motion rate control of manipulators and human prostheses. *IEEE Transactions on man-machine systems*, 10(2):47–53.
- [Whitney, 1977] Whitney, D. E. (1977). Force feedback control of manipulator fine motions. Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 99(2):91–97.
- [Whitney, 1987] Whitney, D. E. (1987). Historical Perspective and State of the Art in Robot Force Control. *The International Journal of Robotics Research*, 6(1):3–14.
- [Wolf and Hirzinger, 2008] Wolf, S. and Hirzinger, G. (2008). A new variable stiffness design : Matching requirements of the next robot generation. In *Robotics and Automation*, 2008. ICRA 2008. IEEE International Conference on, pages 1741–1746. IEEE.
- [Yoshikawa, 1985] Yoshikawa, T. (1985). Manipulability and redundancy control of robotic mechanisms. In *Robotics and Automation. Proceedings. 1985 IEEE International Conference* on, volume 2, pages 1004–1009. IEEE.
- [Yoshikawa, 1990] Yoshikawa, T. (1990). Foundations of Robotics : Analysis and Control. MIT Press. Google-Books-ID : yI81DScXRv4C.

Publications personnelles

Une partie des travaux présentés dans ce manuscrit ont déjà été publiés :

Conférences internationales avec comité de lecture

[Sandoval et al., 2016] Sandoval, J., Poisson, G., and Vieyres, P. (2016). Improved dynamic formulation for decoupled cartesian admittance control and RCM constraint. In *Robotics and Automation (ICRA), 2016 IEEE International Conference on*, pages 1124–1129. IEEE.

[Sandoval et al., 2017a] Sandoval, J., Poisson, G., and Vieyres, P. (2017). A New Kinematic Formulation of the RCM Constraint for Redundant Torque-Controlled Robots. In *Intelligent Robots and Systems (IROS), 2017 IEEE/RSJ International Conference on*. IEEE.

[Sandoval et al., 2018] Sandoval, J., Nouaille, L., Poisson, G., and Parmantier, Y. (2018). Kinematic Design of a Lighting Robotic Arm for Operating Room. In *Computational Kinematics*, Mechanisms and Machine Science, pages 44–52. Springer, Cham. DOI : 10.1007/978-3-319-60867-9-6.

Conférences nationales avec comité de lecture

[Sandoval et al., 2017b] Sandoval, J. S., Vieyres, P., and Poisson, G. (2017). Generalized Framework for Control of Redundant Manipulators in RA-MIS. In *Journées d'Etude sur la TéléSANté, 6ème edition*, Bourges, France. Pôle Capteurs, Université d'Orléans.

[Juan Sebastián SANDOVAL ARÉVALO] [Contribution à la commande en couple de robots redondants avec contrainte de RCM dans un contexte d'interaction physique humain-robot]

Résumé :

Les travaux présentés dans cette thèse portent sur la commande en couple de manipulateurs redondants. Nous nous intéressons dans ce cadre à deux problématiques. En premier lieu, nous considérons le cas d'imposition d'une contrainte cinématique de point de passage, dite contrainte du RCM, de l'organe terminal (OT) du robot. Nous proposons alors deux approches pour la gestion de cette contrainte. Dans la première approche, la contrainte est garantie dans l'espace nul d'une tâche principale définie en coordonnées de position de l'OT. Cette méthode exploite une définition explicite de la dynamique de l'espace nul et confère un niveau de priorité secondaire à la contrainte. La seconde approche permet de définir la contrainte du RCM comme tâche principale, en lui assignant le niveau de priorité supérieur ou un niveau de priorité défini par le besoin de l'application. Nous proposons pour cela une nouvelle définition de la cinématique du RCM.

En second lieu, nous traitons la question des contacts entre le corps du robot et son environnement (ex. l'humain) pendant que l'OT exécute sa tâche « globale ». Nous proposons pour cela une stratégie de compliance appliquée dans l'espace nul du robot afin de préserver la tâche globale lors des contacts. Cette stratégie est définie pour des bras anthropomorphes à 7-DDL, et est formulée en coordonnées de *l'angle de bras*, paramètre représentant le degré de redondance du robot. Cela permet de définir un intervalle admissible de mouvement de l'angle de bras. Lorsque les limites de cet intervalle sont atteintes, une loi de compliance de type ressortamortisseur oblige le robot à rester dans l'intervalle, malgré les forces externes exercées.

Nous évoquons, tout au long de cette thèse, l'application de chirurgie mini-invasive assistée par robot pour illustrer l'utilité de nos contributions. Mots clés : commande en couple, contrainte du RCM, résolution de la redondance, commande en compliance

[Contribution to redundant robots torque control under RCM constraint in the context of physical human-robot interactions]

Abstract :

The work developped in this PhD thesis concerns the control of redundant torque-controlled robots, dealing with two main issues. Firstly, we study the presence of a RCM constraint imposed to the end-effector. We propose two control approaches to guarantee this kinematic constraint. In the first one, the constraint is performed in the null-space of a main task defined in cartesian coordinates (position). An explicit definition of the null-space dynamics is applied on this control approach, and provides a secondary priority order to the RCM constraint. The second approach allows to define the constraint as the main task, obtaining the highest priority level, or in any desired priority level, according to the needs of the application. Therefore, we propose a new kinematic formulation of the RCM constraint.

Secondly, we study the physical interaction between the robot's body and its environment (e.g. human) during the cartesian global task execution. A null-space compliance control strategy is then proposed in order to preserve the global task when the contacts occur. This strategy, defined for anthropomorphic 7-DOF robots, is formulated in *swivel angle* coordinates, which is a direct representation of the robot's null-space. A desired feasible range for the swivel angle values is defined by the user, and a spring-damping compliance law is used to constraint the robot to remain within the feasible angle values range, despite the external forces applied to the robot's body.

Robot-assisted minimally invasive surgery has been used throughout this thesis as an example of application, allowing to demonstrate the usefulness of our contributions.

Keywords : torque control, RCM constraint, redundancy resolution, compliance control



